



Universidad  
Carlos III de Madrid

## **TESIS DOCTORAL**

# **ANÁLISIS NUMÉRICO Y EXPERIMENTAL DEL DESGASTE DE HERRAMIENTA E INTEGRIDAD SUPERFICIAL EN LOS PROCESOS DE TORNEADO DE INCONEL 718**

**Autor:**

**José Díaz Álvarez**

**Director**

**José Luis Cantero Guisández**

**DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA MECÁNICA**

**Leganés, Junio 2013**



# **TESIS DOCTORAL**

## **ANÁLISIS NUMÉRICO Y EXPERIMENTAL DEL DESGASTE DE HERRAMIENTA E INTEGRIDAD SUPERFICIAL EN LOS PROCESOS DE TORNEADO DE INCONEL 718**

Autor: José Díaz Álvarez

Director: José Luis Cantero Guisández

Firma del Tribunal Calificador:

Firma

Presidente:

Vocal:

Secretario:

Calificación:

Leganés, de de







## *A mi familia...*

*A mis padres que siempre me impulsaron y motivaron a seguir avanzando...*

*A mis hermanos Leticia y Antonio por estar siempre cuando se les necesita...*

*A mi mujer Verónica, por apoyarme en todos los proyectos en los que me embarco...*

*A mi hijo José, porque aunque sólo tiene unos meses de vida le ha dado otro sentido a la mía...*





## ***Agradecimientos.***

*En primer lugar me gustaría aprovechar estas líneas para agradecer todo lo que hicieron por mí dos personas que tutorizaron mi proyecto fin de carrera hace ya algunos años (2006), José Luis Cantero y Pepe Canteli, por ayudarme desinteresadamente durante el periodo que realicé el proyecto fin de carrera (siempre tuve y tendré presente todo lo que hicieron por mí en esa etapa de mi vida).*

*A mi director de tesis José Luis Cantero, si, mi agradecimiento es doble, porque pasados los años cuando toqué a su puerta me demostró que seguía acordándose de mí y me dio la oportunidad de participar un proyecto de investigación que ha originado esta tesis, porque sin su ayuda yo ahora no estaría escribiendo estas palabras.*

*A Henar Miguélez, por toda la confianza que ha depositado en mí desde el principio, por ser la chispa que inicia la reacción.*

*A Xavier Soldani y Ana Muñoz, por todo el apoyo prestado cuando lo he necesitado, por los buenos momentos que hemos pasado.*

*\*\*En definitiva y por encima de todo os quiero agradecer vuestra amistad, porque más que compañeros os habéis convertido en una segunda familia dentro de la universidad.*



### ***Financiación.***

El trabajo realizado en esta tesis se inscribe entre las actividades de investigación desarrolladas en el marco del proyecto CICYT (DPI2008-06746).



## ***Resumen:***

En el sector de fabricación mecánica, un elevado volumen de trabajo está asociado a los procesos de arranque de viruta.

El mecanizado es un proceso termomecánico complejo en el que influyen muchos factores, principalmente el material de la pieza, el material y geometría de la herramienta, los parámetros de mecanizado y el uso o no de fluido de corte.

Esta tesis se enmarca en los procesos de mecanizado de aleaciones termorresistentes. La tesis está centrada en un solo material, en este caso la superaleación base níquel representativa de este tipo de materiales (Inconel 718); y en un solo proceso de mecanizado (torneado).

Las superaleaciones base níquel se utilizan de forma muy extendida en la industria aeroespacial, en concreto en componentes de aeromotores debido a su elevada resistencia a alta temperatura y su alta resistencia a la corrosión. Estos materiales presentan importantes dificultades para su mecanizado siendo considerados entre los metales de más baja maquinabilidad. Dentro de esta familia de aleaciones, una de las más utilizadas es el Inconel 718.

En esta tesis se analiza la evolución de los diferentes tipos de desgaste en operaciones de torneado de acabado con herramientas comerciales considerando distintos metales duros recubiertos y distintas geometrías de filo. Se realizaron ensayos en seco y utilizando taladrina con diferentes valores de los parámetros de corte. También se analiza la evolución de la rugosidad superficial con el estado de desgaste de la herramienta y las componentes de la fuerza de mecanizado y tensiones residuales en la superficie mecanizada.

Con el objetivo de analizar variables termomecánicas de difícil determinación experimental se desarrolló un modelo numérico tridimensional basado en el Método de los Elementos Finitos, que fue validado experimentalmente.

A continuación se indican las principales conclusiones obtenidas en base a los resultados de los ensayos realizados y a los resultados numéricos:

- El mecanizado sin taladrina produce una significativa reducción de la vida de herramienta e incrementa ligeramente la rugosidad superficial.
- Los tipos de desgaste dominantes en el mecanizado de Inconel 718 con herramientas con ángulo de posición del filo principal  $0^\circ$  son el desgaste de entalla y el astillado del filo. Su evolución es muy rápida debido en gran medida al alto grado de endurecimiento por deformación plástica y a la gran resistencia a alta temperatura del material mecanizado.
- Al incrementar el ángulo de posición del filo principal a  $45^\circ$  el tipo de desgaste dominante es el desgaste de flanco y la vida de herramienta se incrementa de forma muy significativa.
- Para la herramienta que presentó mayor duración (afilado F1 y ángulo  $45^\circ$ ), el desgaste de la herramienta se relaciona con importantes incrementos de las tensiones residuales superficiales correspondientes a la dirección del movimiento de corte. Este incremento de tensiones con el desgaste es mayor en los ensayos en seco. En los mecanizados de componentes de elevada responsabilidad con estas herramientas debería controlarse la integridad superficial resultante.

- El modelo numérico demostró la influencia del ángulo de posición en la durabilidad de la herramienta. Para el caso del ángulo de posición  $0^{\circ}$  se producían las condiciones de mecanizado más agresivas, con aumentos de temperatura y endurecimientos por deformación especialmente en las zonas correspondientes a la localización de las entallas en la herramienta. También se han estudiado las tendencias en un rango de velocidades de entre 50 – 400m/min, observándose una relación directa entre la velocidad y los incrementos de temperaturas y endurecimientos por deformación del material (que en la práctica llevan a un decremento de la vida de la herramienta).

Los trabajos desarrollados en el marco de esta Tesis han permitido obtener resultados novedosos, especialmente en relación con el análisis experimental y numérico combinado para la determinación de la influencia de distintas condiciones en la evolución del desgaste de herramienta. Estos resultados se han plasmado en 2 artículos enviados a revistas incluidas en el JCR, 1 de ellos publicado y el otro en proceso de revisión [53], [69].





## ***Abstract:***

In the mechanical engineering industry, a high workload is associated with chip removal processes.

Machining is a complex thermomechanical process affected by many factors, mainly the workpiece material, the material and geometry of the tool, machining parameters and the use or not of cutting fluid.

This thesis deals with the processes of machining thermoresistant alloys. In this case, the thesis is focused on a single material. In this case and in a single machining process (turning). The nickel base superalloy (Inconel 718) will be used as the sole experimental material, since it is the most representative of his family.

Nickel based superalloys are widely used in aerospace applications due to their excellent mechanical properties maintained at high temperature and their corrosion resistance. These materials are hard to be machined being considered among the lowest machinability materials. Within this superalloy family, the Inconel 718 is the most demanded.

This thesis analyzes the evolution of different types of wear in finishing turning operations with commercial tools considering different coated hard metals and different edge geometries. Assays were performed in dry and using coolant with different values of the cutting parameters. The evolution of the surface roughness with the wear of the tool and the components of the machining force and residual stresses in the machined surface are also discussed.

A tridimensional numerical model based on the Finite Element Method will be developed, aiming at analyzing thermomechanical variables of difficult experimental determination. This model will be experimentally validated.

Here present the main conclusions based on the results of the assays performed and some important numerical results supporting them.

- Machining without coolant produces a significant decrease in tool life and a slightly increase on surface roughness.
- The prevailing types of wear in the machining of Inconel 718 with tools with cutting edge angle of  $0^\circ$  are the notch wear and edge chipping. Its development is very fast due to the high level of strain hardening and the high-temperature strength of the material machined.
- By increasing the cutting edge angle to  $45^\circ$  the dominant type of wear became flank wear and tool life is significantly increased.
- For the tool with the highest life (sharped F1 and cutting angle  $45^\circ$ ), the worn of the tool is related to an important increase of the surface residual stress along the cutting direction. This increase of residual stress is higher in dry machining. Thus, surface integrity should be checked when using this tool in the machining of a critical component.
- Numerical modeling demonstrated the influence of side cutting angle on tool performance. Enhanced temperature and work hardening lead to aggressive conditions for the case of cutting angle  $0^\circ$ , especially at the zone experiencing notch wear. Also, trends with cutting speed are studied in the range 50-

400m/min. Increasing temperature and work hardening, lead to decreased wear performance as the cutting speed increases.

The assays carried out in the context of this thesis have provided new findings, especially in relation to the combined experimental and numerical analysis to determine the influence of different conditions on the evolution of tool wear. These results have been gathered in two articles submitted to journals included in the JCR, one of them published and one under review [53], [69].



# ~ ÍNDICE ~

1. CAPÍTULO I. INTRODUCCIÓN.....	1
1.1. Marco de la Tesis y Objetivos.....	1
1.2. Estructura de la Tesis.....	4
1.3. Introducción al mecanizado. ....	4
1.4. Formación de la viruta:.....	7
1.4.1. Materiales empleados en las herramientas de corte convencionales:.....	12
1.4.2. Medida de rugosidad superficial: .....	13
1.4.3. Desgaste de herramientas de corte: .....	15
1.5. Estado del arte: Superalaciones, Inconel 718.....	18
1.5.1. La aleación INCONEL 718.....	21
2. CAPÍTULO II. Trabajo experimental. ....	25
2.1. Introducción.....	25
2.1.1. Estado del arte en mecanizado de Inconel 718.....	27
2.2. Ensayos de desgaste.....	35
2.2.1. Metodología experimental.....	38
2.2.2. Resultados de los ensayos de desgaste. ....	41
2.3. Ensayos de medida de fuerzas de mecanizado. ....	51
2.3.1. Metodología experimental.....	51
2.3.2. Resultados de fuerzas en las condiciones de los ensayos de desgaste. ....	54

2.3.3.	Resultados de las medidas de fuerzas para la validación del modelo.....	57
2.4.	Determinación de tensiones residuales. ....	58
2.4.1.	Metodología experimental. ....	58
2.4.2.	Resultados de las medidas de las tensiones residuales.....	61
2.5.	Conclusiones del capítulo. ....	65
3.	CAPÍTULO III. MODELIZACIÓN NUMÉRICA.....	71
3.1.	Introducción.....	71
3.2.	Estado del arte: modelización numérica de los procesos de mecanizado.....	73
3.3.	Definición del modelo numérico.....	76
3.3.1.	El Código Numérico.....	76
3.3.2.	Condiciones de mecanizado modelizadas.....	78
3.3.3.	Geometrías.....	79
3.3.4.	Materiales. ....	81
3.3.5.	Mallado de pieza y herramienta.....	86
3.3.6.	Condiciones de contorno.....	92
3.3.7.	Ley de contacto herramienta-material.....	94
3.3.8.	Condiciones de simulación. ....	95
3.4.	Validación del modelo numérico. ....	97
3.5.	Análisis de los resultados numéricos. ....	101
3.6.	Área de Contacto entre la herramienta y la viruta. ....	101
3.6.1.	Temperatura en la herramienta.....	102
3.6.2.	Longitud de contacto herramienta-viruta.....	104

3.6.3.	Temperaturas en la superficie mecanizada. ....	105
3.6.4.	Temperatura en la viruta.....	108
3.6.5.	Deformación plástica efectiva en la superficie mecanizada. ....	110
3.7.	Conclusiones del capítulo. ....	113
4.	CAPÍTULO IV. CONCLUSIONES Y TRABAJOS FUTUROS.....	117
4.1.	Conclusiones y aportaciones originales. ....	117
4.2.	Líneas de trabajo futuro .....	122
4.3.	Publicaciones en congresos y revistas. ....	123
5.	BIBLIOGRAFÍA.....	125

ANEXO ..... Publicación: Analysis of tool wear patterns in finishing turning of Inconel 718





# ~ ÍNDICE de Figuras ~

<i>Figura 1.- Geometría de la herramienta.</i>	6
<i>Figura 2.- (a)-viruta continua. (b)- Viruta segmentada.</i>	7
<i>Figura 3.-Diagrama de corte e imagen FEM de la velocidad de deformación-zona de cizalladura.</i>	8
<i>Figura 4.-Zonas del proceso de corte.</i>	9
<i>Figura 5.-Componentes de la fuerza de mecanizado.</i>	10
<i>Figura 6.-Comparación de propiedades de los materiales de herramientas de corte.</i>	13
<i>Figura 7.- Perfil de rugosidad para calcular la rugosidad media.</i>	14
<i>Figura 8.- Perfil de rugosidad para calcular la rugosidad máxima.</i>	14
<i>Figura 9.- Perfil de rugosidad para calcular el promedio de la rugosidad máxima.</i>	15
<i>Figura 10.-Mecanismos de desgaste: (a) 1) abrasión, 2) difusión, 3) oxidación, 4) fatiga y 5) adhesión y (b) mecanismos de desgaste de herramienta en función T[°C].</i>	16
<i>Figura 11.-Clasificación de los tipos de desgaste de herramienta.</i>	18
<i>Figura 12.- Evolución de la temperatura máxima que se ha llegado a alcanzar a lo largo de la historia desde la aparición de las primeras superaleaciones (T<sup>a</sup> de rotura en 100 horas aplicando una carga de 140 MPa).</i>	19
<i>Figura 13.-Torno Pinacho CNC mod. Smart-turn 6/165.</i>	35
<i>Figura 14.- Esquema de los dosafilados ensayados.</i>	36
<i>Figura 15.- Esquema de los dos ángulos de posición ensayados (45° y 0°).</i>	37
<i>Figura 16.-Esquema de la nomenclatura empleada por la norma ISO_3685_1993.</i>	39
<i>Figura 17.-Evolución del desgaste producido en la herramienta TS2000 F1 45° cuando es ensayada a una velocidad de corte de 50 m/min y en condiciones de seco</i>	42
<i>Figura 18.-Herramienta CP500 F1 0° ensayada a 70m/min en condiciones de seco.</i>	43
<i>Figura 19.-Herramienta TS2000 F1 0° ensayada a 70m/min con taladrina.</i>	44
<i>Figura 20.-Herramienta TS2000 F1 0° ensayada a 50m/min con taladrina.</i>	44
<i>Figura 21.-Herramienta TS2000 F1 0° ensayada a 70m/min en condiciones de seco.</i>	44
<i>Figura 22.- Herramienta TS2000 F2 0° ensayada a 70m/min en condiciones de seco.</i>	46
<i>Figura 23.-Herramienta TS2000 F1 45° ensayada con taladrina a 50m/min.</i>	47
<i>Figura 24.-Resumen de la rugosidad superficial alcanzada en función del tiempo para las diferentes herramientas ensayadas.</i>	50
<i>Figura 25.-Mesa Kistler modelo 9257B.</i>	52

Figura 26.-Tarjeta de adquisición de datos. ....	52
Figura 27.-Resumen de fuerzas obtenidas para las diferentes herramientas y condiciones ensayadas.....	56
Figura 28.-Resultados de fuerzas para la hta. T2 – TS2000 – F1 – 0° .....	57
Figura 29.-Resultados de fuerzas para la hta. T4 – TS2000 – F1 – 45° .....	57
Figura 30.-Montaje en el torno de las probetas mecanizadas para la realización de los ensayos de fuerza y tensiones residuales. ....	58
Figura 31.-Montaje realizado para verificar el mecanizado previo a los ensayos. ....	59
Figura 32.-Colocación de las probetas para realizar la medida de tensiones residuales.....	61
Figura 33.-Tensiones residuales superficiales debidas al mecanizado usando la herramienta T1 (CP500-F1-0°).....	63
Figura 34.-Tensiones residuales superficiales debidas al mecanizado usando la herramienta T2 (TS2000-F1-0°). ....	63
Figura 35.-Tensiones residuales superficiales debidas al mecanizado usando la herramienta T3 (TS2000-F2-0°). ....	64
Figura 36.-Tensiones residuales superficiales debidas al mecanizado usando la herramienta T4 (TS2000-F1-45°). ....	64
Figura 37.-Variables que se obtienen en DEFORM3D tras la simulación. ....	78
Figura 38.-Geometría simplificada de la pieza de Inconel 718 correspondiente a un ángulo de posición 0°. ....	80
Figura 39.-Geometría simplificada de la herramienta.....	81
Figura 40.- Curvas tensión deformación para la temperatura de 373K y diferentes velocidades de deformación.....	82
Figura 41.- Curvas tensión deformación para la temperatura de 1073K y diferentes velocidades de deformación.....	83
Figura 42.-Definición de la expansión térmica del Inconel 718 (mm/mm°C) en función de la temperatura (°C). ....	83
Figura 43.-Definición del módulo de Young del Inconel 718 (MPa) en función de la temperatura (°C). ....	84
Figura 44.-Definición de la conductividad térmica del Inconel 718 (N/s/°C) en función de la temperatura (°C). ....	84
Figura 45.-Definición del calor específico (N/mm2/°C): en función de la temperatura (°C). ....	85
Figura 46.-Detalle de las ventanas de mallado.....	86
Figura 47.-División de la malla de la pieza en 4 zonas y tamaños de elemento correspondientes a la malla de mayor densidad. ....	88

Figura 48.-Detalle de una sección de la malla empleada.....	88
Figura 49.-Análisis de sensibilidad de la malla. Valores absolutos de las fuerzas predichas por las diferentes mallas (tamaño mínimo de elemento 10,20,30 $\mu$ m), para las condiciones de corte: $V_c = 70\text{m/min}$ , $a = 0,1\text{mm/rev}$ , profundidad de pasada = 0,5mm, ángulo de posición del filo principal $0^\circ$ .....	90
Figura 50.-Análisis de sensibilidad de la malla. Valores absolutos de las fuerzas predichas por las diferentes mallas (tamaño mínimo de elemento 10,20,30 $\mu$ m), para las condiciones de corte: $V_c = 70\text{m/min}$ , $a = 0,1\text{mm/rev}$ , profundidad de pasada = 0,5mm, ángulo de posición del filo principal $45^\circ$ .....	90
Figura 51.-División de la herramienta en zonas.....	92
Figura 52.- Representación esquemática de las condiciones de contorno mecánicas de la pieza.	93
Figura 53.-Condiciones de contorno. ....	94
Figura 54.-Comparación modelo numérico con experimental para la herramienta con afilado F1 en condiciones de seco y ángulo de orientación del filo principal de $0^\circ$ .....	98
Figura 55.-Comparación modelo numérico con experimental para la herramienta con afilado F1 en condiciones de seco y ángulo de orientación del filo principal de $45^\circ$ .....	99
Figura 56.-Comparativa de las fuerzas de mecanizado numérico y experimental .en función de la velocidad de corte. ....	100
Figura 57.-Área de contacto de la hta.-pieza en función de la velocidad de corte para las dos orientaciones de filo principal $0^\circ$ y $45^\circ$ .....	102
Figura 58.-Evolución de la temperatura máxima en la herramienta. ....	103
Figura 59.-Distribución de temperaturas en la herramienta después de mecanizar durante 4,8ms a una velocidad de corte de 50m/min, con los dos ángulos de orientación del filo principal $45^\circ$ y $0^\circ$ figuras a) y b) respectivamente.....	103
Figura 60.-a) Estimación de la longitud de contacto ( $l_c$ ) proporcionada por el modelo numérico .b) evolución de $l_c$ con respecto a la velocidad para un ángulo de orientación de filo principal $0^\circ$ (varía a lo largo del filo) y $45^\circ$ (es constante a lo largo del filo). ....	104
Figura 61.-Distribución de temperaturas para las condiciones: $V_c = 70\text{ m/min}$ , $\text{avance} = 0,1\text{ mm/rev}$ , profundidad de pasada = 0,5 mm, en condiciones de seco y para dos ángulos de posición. ....	106
Figura 62.-Distribución de temperaturas para las condiciones: $V_c = 400\text{ m/min}$ , $\text{avance} = 0,1\text{ mm/rev}$ , profundidad de pasada = 0,5 mm, en condiciones de seco y para dos ángulos de posición. ....	106
Figura 63.-Evolución de la temperatura en la superficie mecanizada. ....	107

<i>Figura 64.-Distribución de la temperatura en la herramienta en función de la velocidad para los ángulos de orientación del filo principal. ....</i>	<i>109</i>
<i>Figura 65.-Influencia de la velocidad de corte en la temperatura máxima de la viruta para orientaciones del filo principal 45° (región correspondiente al filo principal de la herramienta) y 0° (región correspondiente a la zona de la herramienta donde se podría encontrar un defecto tipo.....</i>	<i>109</i>
<i>Figura 66.-Distribución de la deformación plástica efectiva para las condiciones: <math>V_c = 70</math> m/min, avance = 0,1 mm/rev, profundidad de pasada = 0,5 mm, en condiciones de seco y para dos ángulos de posición. ....</i>	<i>111</i>
<i>Figura 67.-Distribución de la deformación plástica efectiva para las condiciones: <math>V_c = 400</math> m/min, avance = 0,1 mm/rev, profundidad de pasada = 0,5 mm, en condiciones de seco y para dos ángulos de posición. ....</i>	<i>112</i>
<i>Figura 68.- Influencia de la velocidad de corte en la deformación plástica efectiva máxima de la superficie mecanizada para orientaciones del filo principal 45° (región correspondiente al filo principal de la herramienta) y 0° (región correspondiente a la zona de la herramienta donde se podría encontrar un defecto tipo.....</i>	<i>112</i>





## **1. CAPÍTULO I. INTRODUCCIÓN.**

### **1.1.Marco de la Tesis y Objetivos.**

En el sector de fabricación mecánica, un elevado volumen de trabajo está asociado a los procesos de arranque de viruta. La industria del mecanizado es un sector altamente competitivo, donde se trata de aumentar la productividad, garantizando la calidad de la pieza y el menor coste posible. Asimismo, es destacable el dinamismo de los fabricantes de herramientas de corte como respuesta a las demandas del sector de mecanizado [1]. En el sector aeronáutico se utilizan en aplicaciones a alta temperatura aleaciones termorresistentes que se caracterizan por su difícil mecanización. Por otra parte la elevada responsabilidad estructural que caracteriza a estas aplicaciones condiciona los procesos de mecanizado, que deben garantizar la integridad superficial del componente. El elevado valor añadido del proceso de arranque de viruta determina la vida de la herramienta que debe definirse atendiendo no sólo a parámetros de la misma, sino teniendo muy en cuenta el posible daño al material mecanizado.

El mecanizado es un proceso termomecánico complejo en el que influyen muchos factores, principalmente el material de la pieza, el material y geometría de la herramienta, los parámetros de mecanizado y el uso o no de refrigerante. La modelización numérica de los procesos de mecanizado tiene elevado interés para el adecuado diseño y control del proceso, ya que es posible obtener como resultado del mismo, información de parámetros tan importantes como fuerzas de mecanizado, temperatura, deformación, tensiones, en la pieza y la herramienta. Estos parámetros de difícil medida están directamente relacionados con aspectos tan importantes como el desgaste de la herramienta o el daño debido a mecanizado en la pieza de trabajo.

Esta tesis se enmarca en los procesos de mecanizado de aleaciones termorresistentes. La ausencia de fluido de corte presenta un reto en el mecanizado de este tipo de materiales, proceso agresivo para la herramienta, incluso con fluido de corte. El desarrollo de herramientas y recubrimientos de altas prestaciones permite abordar el mecanizado en seco de este tipo de materiales. La necesidad de acotar la tesis ha llevado a centrar la misma en un solo material, en este caso la superaleación base Ni representativa de este tipo de materiales (Inconel 718); y en un solo proceso de mecanizado (torneado). Sin embargo los resultados obtenidos contienen información relevante en relación con otro tipo de procesos de mecanizado de otras aleaciones termorresistentes. El trabajo realizado en esta tesis se inscribe entre las actividades de investigación desarrolladas por el grupo de investigación FABDIS y en concreto en el marco del proyecto CICYT (DPI2008-06746).

Las superaleaciones base níquel se utilizan de forma muy extendida en la industria aeroespacial, en concreto en componentes de aeromotores debido a su elevada resistencia a alta temperatura y su alta resistencia a la corrosión. Entre esta familia de aleaciones se encuentra el Inconel 718, que es una de las más utilizadas. Esta aleación es uno de los materiales de más difícil mecanizado. Las razones de la baja maquinabilidad de este material son múltiples. Posee una elevada resistencia que se mantiene a alta temperatura durante el corte, además, tiene una gran capacidad de endurecimiento por deformación. Estas propiedades mecánicas unidas a la baja conductividad térmica de la aleación originan temperaturas altísimas (hasta 1200°) en la superficie de desprendimiento. Por otra parte las partículas abrasivas de carburos contenidas en la aleación causan desgaste abrasivo en la herramienta. Asimismo la afinidad química de las aleaciones del níquel por muchos materiales utilizados en herramientas y recubrimientos, causan desgaste por difusión. Finalmente, es frecuente



la adhesión en la superficie de desprendimiento de la herramienta durante el mecanizado, con la consiguiente pérdida de la geometría de corte de la misma. Los problemas asociados al mecanizado de Inconel 718 no son solo debidos al desgaste de herramienta, también es crítica la integridad superficial del componente que se puede ver afectado por la generación de tensiones residuales inducidas durante el mecanizado.

El mecanizado de Inconel 718 presenta aún numerosos desafíos especialmente cuando se aborda en ausencia de lubricante. El objetivo general de la Tesis es el estudio del desgaste de herramientas e integridad superficial en los procesos de torneado del Inconel 718 en un amplio rango de velocidades de corte.

La metodología a desarrollar incluirá herramientas de simulación numérica (basadas en elementos finitos) y métodos experimentales. Las herramientas de simulación son muy útiles para obtener información de parámetros de difícil medida en el proceso y para evitar costosas campañas de ensayos.

Para conseguir el objetivo general propuesto se plantean los siguientes objetivos parciales:

1. Desarrollo y validación de modelos numéricos tridimensionales de torneado de Inconel 718. Análisis de los resultados para profundizar en el conocimiento de dichos procesos
2. Realización de ensayos de torneado con dos finalidades: validación de modelos numéricos y análisis experimental de mecanismos de desgaste y estado superficial de la pieza.

Como se mostrará en el estado del arte de los capítulos 2 y 3, los objetivos propuestos en la tesis pretenden paliar carencias detectadas en el conocimiento acerca de los procesos de mecanizado de Inconel 718.

## **1.2.Estructura de la Tesis.**

Este trabajo se ha estructurado en cuatro capítulos.

En el primero se incluye una breve introducción, una definición de conceptos básicos del mecanizado y se concluye con el estado del arte en el último apartado.

Posteriormente en el segundo capítulo se describe el trabajo experimental realizado junto con el estado del arte en el mecanizado de Inconel 718.

El tercer capítulo se centra en el desarrollo de los modelos numéricos y en su aplicación al análisis de los fenómenos observados en relación con el desgaste de herramienta (también se desarrollará un estado del arte en relación a la modelización numérica de los procesos de mecanizado).

En el cuarto capítulo se resumen las conclusiones y aportaciones originales de la Tesis así como el trabajo futuro que se propone.

## **1.3.Introducción al mecanizado.**

Los procesos de mecanizado comprenden un conjunto de operaciones destinadas a la obtención de una pieza por medio del arranque o abrasión de material del formato inicial. Para ello se utilizan máquinas herramienta dotadas de herramientas de corte o abrasión y elementos de fijación. Las herramientas tienen que cumplir con la misión de eliminar material en forma de partículas o virutas del formato inicial soportando las fuerzas producidas durante el proceso. Las herramientas deben de ser capaces de mantener una elevada resistencia al desgaste a altas temperaturas. Por otro lado los elementos de fijación deben de ser suficientemente robustos como para mantener controlada la posición de la herramienta y de la pieza durante el proceso de mecanizado.

El torneado es un proceso de mecanizado por arranque de viruta que consiste en una combinación de los movimientos de rotación de la pieza (corte) y de avance de la herramienta para generar superficies axilsimétricas. Las dos operaciones básicas que se pueden realizar en un torno son:

- *Cilindrado*: el movimiento de avance de la herramienta se realiza en la dirección del eje de giro de la pieza.
- *Refrentado*: el movimiento de avance de la herramienta es en la dirección perpendicular al eje de giro de la pieza.

Considerando los movimientos relativos entre la pieza y el material se pueden hacer una diferenciación entre:

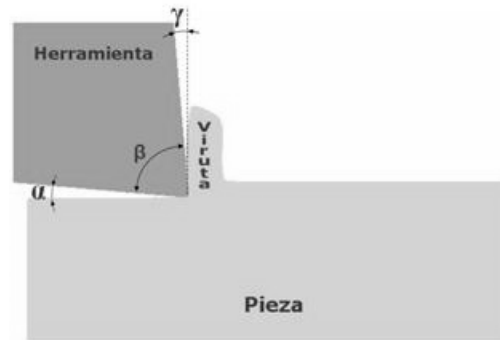
- *Corte ortogonal*: cuando el movimiento relativo herramienta y pieza es perpendicular al filo principal de la herramienta.
- *Corte oblicuo*: cuando el movimiento relativo entre la herramienta y pieza presenta un ángulo de inclinación.

En la práctica es muy raro encontrar un corte puramente ortogonal, sin embargo, el corte ortogonal es el más estudiado y analizado por su sencillez. Por otro lado cuando el ángulo de inclinación no es muy elevado, el aproximar el corte oblicuo al ortogonal presenta una gran ventaja y no incurre en excesivos errores en la mayoría de los análisis.

La parte de las herramientas que soportan los mayores esfuerzos y por tanto sufren mayores desgastes, son los filos. Las herramientas de torneado pueden estar compuestas de uno o varios filos. Los filos son el resultado de la intersección de dos planos:

- *Superficie de incidencia*: cara de la herramienta que queda frente a la superficie trabajada de la pieza.
- *Superficie de desprendimiento*: cara de la herramienta sobre la que desliza el material desprendido (viruta).

En la *Figura 1* se representan los ángulos que caracterizan el proceso de mecanizado en un corte ortogonal:



*Figura 1.- Geometría de la herramienta.*

*Imagen de NC.Marin (2010)*

- $\gamma$ : ángulo de desprendimiento, es el ángulo formado entre la cara de desprendimiento y la perpendicular a la dirección de corte. Un ángulo de desprendimiento grande favorece la penetración de la herramienta y mejora el acabado superficial, por contrapartida el filo queda debilitado y muy expuesto a una rotura catastrófica. Si por el contrario el ángulo de desprendimiento es pequeño, la herramienta no corta el material con facilidad aumentando la energía consumida durante el corte y el calentamiento de la misma, el factor positivo de usar herramientas con ángulo de desprendimiento pequeño es la de conseguir una herramienta más robusta. En general, el ángulo de desprendimiento más adecuado será el mayor que la herramienta pueda soportar sin romperse, y su elección estará condicionada por el resto de parámetros de corte. En función del valor del ángulo de desprendimiento, las herramientas de corte se clasifican en herramientas con geometría positiva ( $\gamma > 0$ ) y con geometría negativa ( $\gamma < 0$ ).
- $\beta$ : ángulo de filo de la herramienta, es el ángulo formado entre la cara de desprendimiento y la de incidencia de la herramienta.
- $\alpha$ : ángulo de incidencia, es el ángulo formado entre la superficie de incidencia de la herramienta con la superficie mecanizada. En cuanto a las implicaciones de la elección de este ángulo, si el ángulo de incidencia es demasiado grande se puede debilitar el filo, si por el contrario el ángulo de incidencia es muy pequeño se puede provocar un roce excesivo entre la herramienta y la pieza conllevando un aumento de la temperatura tanto de la pieza como de la herramienta (este fenómeno se traduce en un desgaste más rápido de la herramienta).

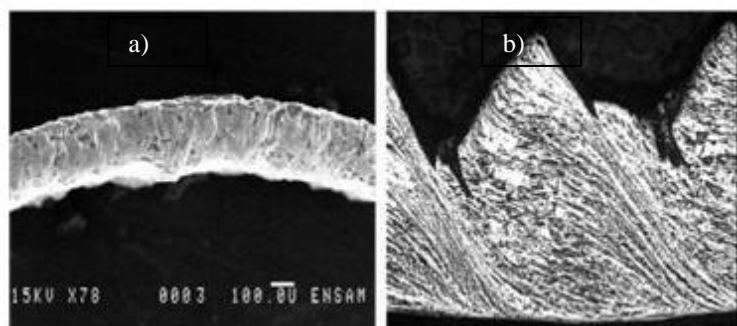
## 1.4. Formación de la viruta:

La formación de la viruta se inicia en una región denominada zona de deformación primaria, es en esa zona donde se localizan los mayores esfuerzos de cizallado durante el proceso de corte, geométricamente se extiende desde el filo de corte hasta el punto entre el material de la pieza antes de ser mecanizado y el que se puede considerar viruta. La viruta se produce cuando el material ya no puede resistir los esfuerzos cortantes debido a las fuerzas de mecanizado involucradas en el proceso. Una vez iniciado el fallo la viruta significativamente endurecida, fluye deslizándose sobre la superficie de desprendimiento de la herramienta, originándose en esa zona una concentración tensiones normales y cortantes (a esta zona se la denomina secundaria). La siguiente zona, la zona terciaria, es la comprendida entre la superficie de incidencia y la superficie mecanizada.

Los tipos de viruta que se pueden encontrar dependiendo del material mecanizado y de los parámetros de corte (geometría de la herramienta, uso de fluidos de corte, velocidades de corte...) son tres: viruta continua, viruta segmentada y viruta discontinua. En la *Figura 2* se puede ver un ejemplo de viruta continua y segmentada.

- Las virutas continuas son típicas de mecanizados a grandes velocidades de corte y/o grandes ángulos de desprendimiento de materiales dúctiles. Las virutas continuas pueden interferir en las operaciones de corte enredándose en la herramienta, además, este tipo de viruta plantea mayores dificultades para su transporte y almacenamiento.

- Las virutas segmentadas son virutas semicontinuas, su forma se asemeja a los dientes de una sierra, este tipo de viruta es típica de metales con baja



*Figura 2.- (a)-viruta continua. (b)- Viruta segmentada.*

*Imágenes de G.List (2004)*

conductividad térmica y resistencia que disminuyen rápidamente con la temperatura, provocando inestabilidades.

- Las virutas discontinuas consisten en pequeños fragmentos de material que pueden o no fijarse entre sí. Este tipo de virutas es muy útil desde es el punto de vista de la eliminación de las mismas desde el mismo arranque del material hasta su propio almacenamiento para su posterior reciclaje. Sin embargo debido a su naturaleza discontinua provoca fluctuaciones de las fuerzas de mecanizado. Las fluctuaciones en las fuerzas de mecanizado tienen por consecuencia inmediata un incremento en la fatiga de la herramienta que puede provocar su deterioro prematuro y una posible transmisión de vibraciones tanto a la pieza como al conjunto herramienta y portaherramienta. Si no se consiguen minimizar las vibraciones debidas a la producción de viruta discontinua por medio de la rigidización de los sistemas de fijación de la herramienta y de la pieza, no sólo se puede dañar prematuramente la pieza, sino que se puede perjudicar al acabado superficial y a las dimensiones finales de la pieza.

Como ya demostraron diferentes autores al disminuir el ángulo de desprendimiento se favorece la formación de virutas segmentadas (este es el efecto que se consigue con el rompevirutas)[2].

Como se adelantó en el anteriores párrafos, en la zona primaria es donde se origina la viruta y está definida por el ángulo de cizallamiento ( $\phi$ ) (ver Figura 3).

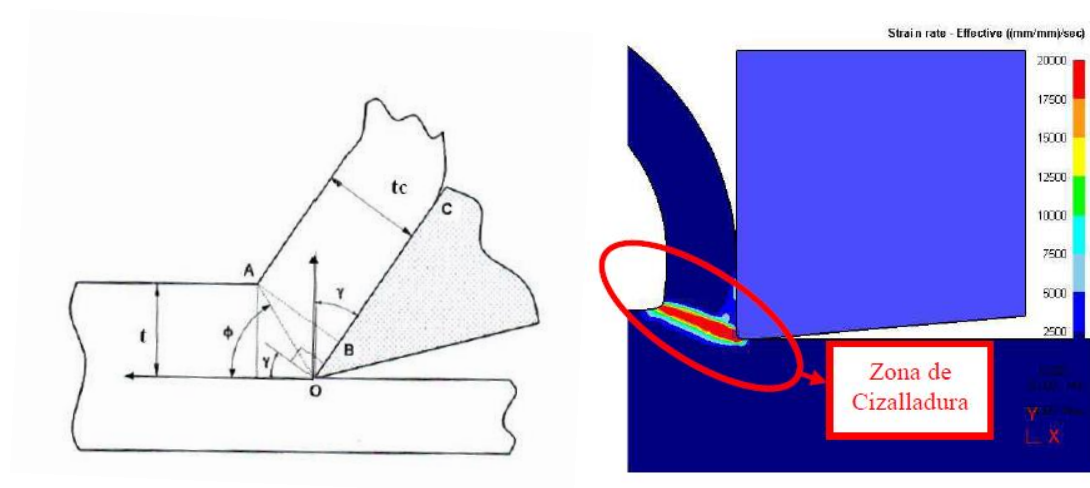


Figura 3.-Diagrama de corte e imagen FEM de la velocidad de deformación-zona de cizalladura.

Imagen de NC.Marin (2010)

Diversos autores han estudiado el proceso de formación de la viruta [1]. En la zona primaria se produce el cizallamiento del material, dando lugar a la geometría de la viruta. La energía debida a la deformación plástica es transformada en calor, suponiendo el 80% del calor generado en la zona de corte.

Las fuentes de calor en las zonas de formación de viruta indicadas previamente son:

Calor generado por deformación plástica zona primaria (1); calor generado en la zona secundaria por fricción y energía cortante plástica (2); en la zona (3) el calor es generado debido a la fricción entre la superficie de incidencia y la pieza mecanizada (ver Figura 4) [3].

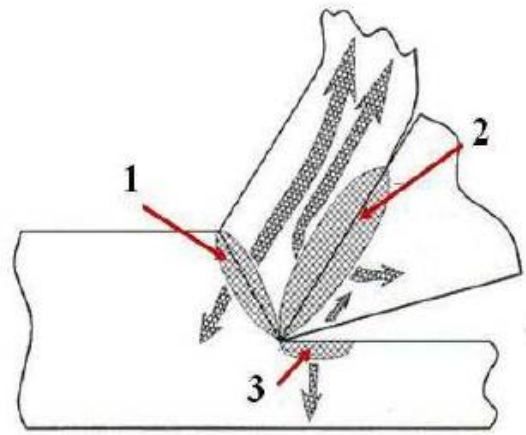


Figura 4.-Zonas del proceso de corte.

Imagen de NC.Marin (2010)

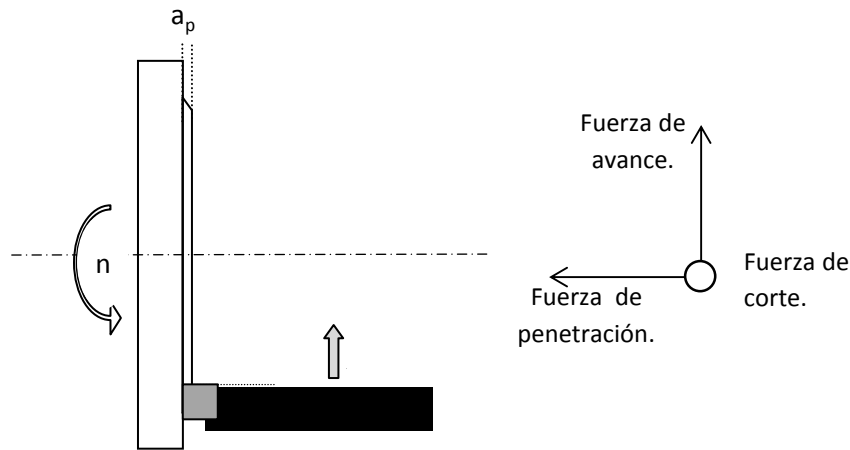
En cuanto al calor generado:

- *El calor generado en la zona primaria:* la mayor parte es eliminado en forma de viruta y una pequeña parte fluye al resto de la pieza.
- *El calor generado en la zona secundaria:* parte del calor generado en la interface herramienta-pieza es repartida entre los dos, típicamente se ha considerado como un valor razonable un reparto del 50% para cada una de las partes.
- *El calor generado en la zona terciaria:* en este caso la mayor parte del calor generado en la interface herramienta-pieza es transmitida a la pieza.

Se han hecho diferentes estudios para analizar donde se alcanzan las temperaturas máximas [4]. Debido a la poca deformación plástica que se produce en la zona de corte terciaria, las temperaturas alcanzadas en la superficie de incidencia son menores que las que se observan en la superficie de desprendimiento; especialmente si no hay desgaste de flanco, de redondeo de filo o recrecimiento de filo.

### Fuerzas de mecanizado:

La fuerza de mecanizado en las operaciones de torneado suele descomponerse vectorialmente en las siguientes componentes, ver *Figura 5*.



*Figura 5.-Componentes de la fuerza de mecanizado.*

- *Fuerza de corte ( $F_c$ )*: componente en la dirección del movimiento de corte y por tanto, tangencial a la superficie lateral de la pieza.
- *Fuerza de avance ( $F_a$ )*: en la dirección del movimiento de la pieza (en el caso de un refrentado la dirección de avance se corresponde con la radial).
- *Fuerza de penetración ( $F_p$ )*: es la componente de la fuerza perpendicular a las dos anteriores.

### Tensiones residuales en piezas mecanizadas:

Debido al proceso de corte se genera una gran cantidad de calor y se producen enormes deformaciones plásticas en el material, estos dos factores unidos, no sólo afectan a la herramienta, sino que también dejan una huella evidente en la superficie mecanizada. Se generan tensiones residuales, variaciones en la microestructura, microdurezas e inestabilidad dimensional [5]. Las condiciones en las que se produce el mecanizado tienen una repercusión directa en la posterior vida en servicio de la pieza fabricada. Debido al mecanizado se pueden dañar de tal manera las piezas que reduzcan la vida en servicio del elemento fabricado por propagación de fisuras por



fatiga o incluso por corrosión [6]. Las tensiones residuales también afectan considerablemente a la vida del componente, cuando este se encuentra en servicio [7].

Los factores que influyen en la generación de tensiones residuales tanto superficiales como en profundidad tienen dos orígenes:

- *Origen térmico:* debido al efecto térmico, el material tiende a quedarse con una capa traccionada en su superficie. Al mismo tiempo, el calentamiento del material hace que en éste cambien las propiedades mecánicas que presentaría a temperatura ambiente, produciéndose un ablandamiento (este fenómeno está relacionado con una disminución del nivel de tensiones de tracción residuales).
- *Origen mecánico:* si se pudiera aislar puramente los efectos mecánicos de los térmicos se podría ver la tendencia a la formación de tensiones de compresión, este efecto tiende a disminuir el nivel de tensión de tracción de la capa superior mecanizada. Esto está relacionado con un mejor comportamiento en servicio (al estar la capa superior del material comprimida se desfavorece la aparición de fisuras superficiales que podrían promoverse hacia el interior del material) [8]. Diversos autores demostraron que el efecto mecánico también hacía que se incrementaran las tensiones residuales por compresión en el interior del material, incluso observaron que estas podían aumentar al aumentar el radio de la arista de la herramienta [9].

Las tensiones residuales dependen, tanto de la geometría de corte de la herramienta, como del uso de lubricante [10]. Expuesto lo anterior hay que decir que no se pueden separar físicamente los fenómenos termomecánicos que se presentan acoplados durante el mecanizado. La fricción juega un papel muy importante en la distribución de tensiones y en la generación de calor [11].

Las tensiones residuales pueden medirse utilizando distintas técnicas, siendo la más utilizada la difracción de rayos X ([12], [13]) y el agujero ciego ([14], [15]). Se pueden tomar mediciones de las tensiones residuales tanto superficialmente como en profundidad. En cuanto a las tensiones residuales superficiales, se miden en dos direcciones, una es la dirección correspondiente a la del corte (donde se esperan obtener las mayores tensiones) y la otra es la perpendicular a la dirección de corte [16].

En este trabajo se empleó la técnica de difracción de rayos X para la medida de las tensiones residuales.

#### **1.4.1. Materiales empleados en las herramientas de corte convencionales:**

Las características que deben tener los materiales para herramientas son las siguientes:

- *Dureza en frío*
- *Dureza en caliente.*
- *Tenacidad*
- *Buena conductividad térmica*
- *Reducido coeficiente de fricción.*
- *Buenas características mecánicas que eviten deformaciones.*
- *Altamente resistentes al desgaste.*
- *Altos niveles de recambio entre afilado y afilado.*
- *Alta resistencia a los choques térmicos.*

Típicamente se usan materiales de corte con altas durezas para mecanizados de alta velocidad, sin olvidar que por regla general las herramientas con mayores durezas son las que tienen menores tenacidades (esto implica la necesidad de tener un sistema robusto de mecanizado con un buen agarre de la pieza y de la herramienta). El tener herramientas muy tenaces es un factor positivo sobre todo cuando se realizan operaciones de desbaste donde la sección de la viruta es elevada.

En la *Figura 6* se exponen los materiales empleados para la fabricación de herramientas, en función de la dureza, resistencia al desgaste, velocidad de corte y de la tenacidad.

En la actualidad es muy común someter a un tratamiento de recubrimiento a las herramientas con la finalidad de conseguir los siguientes objetivos:

- *Aumento la dureza superficial de la herramienta*
- *Reducción de las fuerzas de mecanizado, por la reducción del área de contacto.*
- *Aislamiento térmico que permite trabajar a mayores temperaturas.*
- *Menor recrecimiento de filo.*
- *Aumentan la resistencia a la abrasión, disminuyen la afinidad herramienta-pieza.*

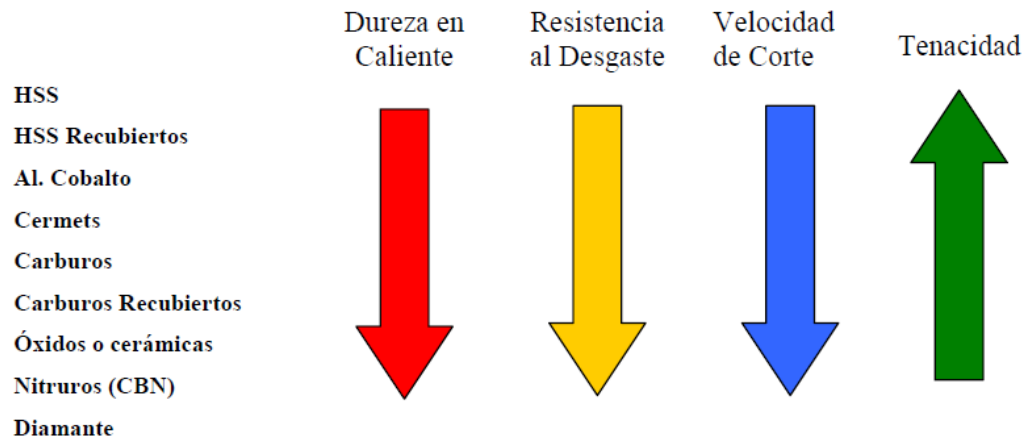


Figura 6.-Comparación de propiedades de los materiales de herramientas de corte.

Los metales duros son los materiales de corte más empleados en la actualidad llegando a copar entre un 70 y 80% de la cuota de mercado. También son empleados con cierta frecuencia los aceros rápidos (HSS es su denominación en inglés: High Speed Steels), debido a su bajo coste y alta tenacidad.

El metal duro es un material de corte hecho de partículas duras (fundamentalmente carburos de wolframio) unidas por un aglomerante mediante técnicas pulvimetalúrgicas, presentando durezas muy superiores, menor tenacidad y precios superiores cuando son comparados con las herramientas de acero rápido.

#### 1.4.2. Medida de rugosidad superficial:

La rugosidad superficial es el pequeño relieve que se observa en la pieza después de su mecanizado. No hay único factor de fácil medida que determine cuál será la rugosidad superficial de una pieza después del mecanizado. Se origina por los desajustes entre las máquinas y las herramientas, por las vibraciones propias del mecanizado entre la pieza y la herramienta, por el desgaste de la herramienta y por el propio proceso en sí mismo (geométricamente se puede ver la rugosidad teórica que dejaría una herramienta durante el mecanizado, siendo esta función del radio de punta de la herramienta y del avance).

Para medir la rugosidad de una superficie, se puede recurrir al uso de un rugosímetro, por medio del cual se puede obtener el perfil de rugosidad de una superficie.

El proceso de medida de la rugosidad (con un rugosímetro) consiste en recorrer con una aguja palpadora la superficie mecanizada. El movimiento de la aguja es transformado en impulsos eléctricos que es lo que se registra. Una vez obtenido el gráfico de rugosidad se pueden calcular los parámetros definidos en el anterior párrafo.

Para poder cuantificar la rugosidad, típicamente se recurren a tres parámetros:

- $Ra$ : Suma de las áreas encerradas por el perfil y la línea media (en valor absoluto) entre la longitud de la medición (Figura 7)

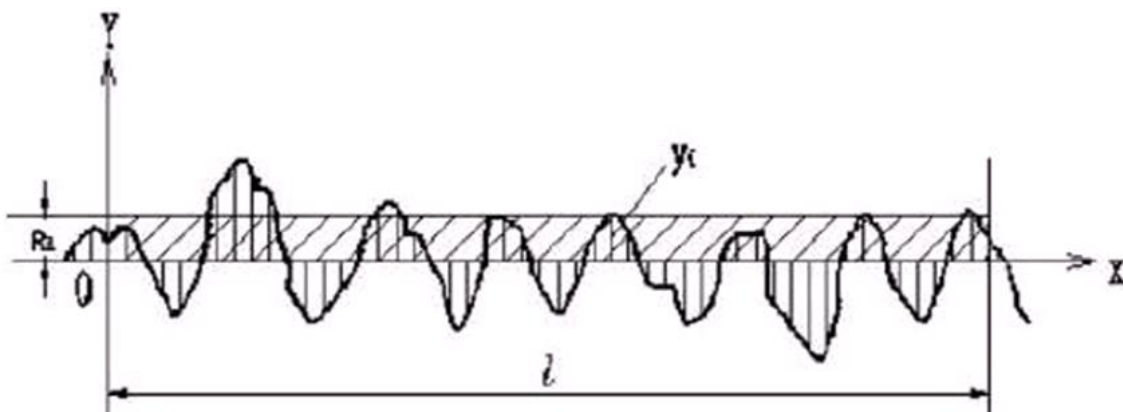


Figura 7.- Perfil de rugosidad para calcular la rugosidad media.

$$Ra = \frac{1}{l} \times \int_0^l |y(x)| dx \quad (1.1)$$

- $Rt$ : es la distancia entre el pico más alto y el valle más profundo (Figura 8).

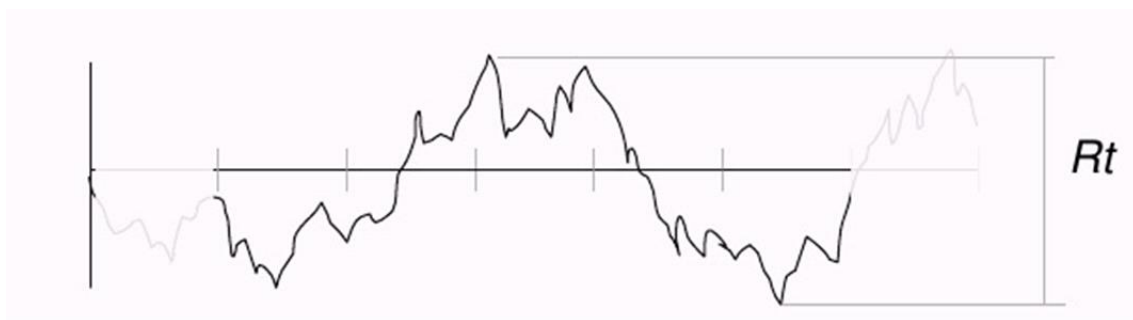


Figura 8.- Perfil de rugosidad para calcular la rugosidad máxima.

- $R_z$ : es el promedio de la rugosidad máxima de cinco tramos (Figura 9).

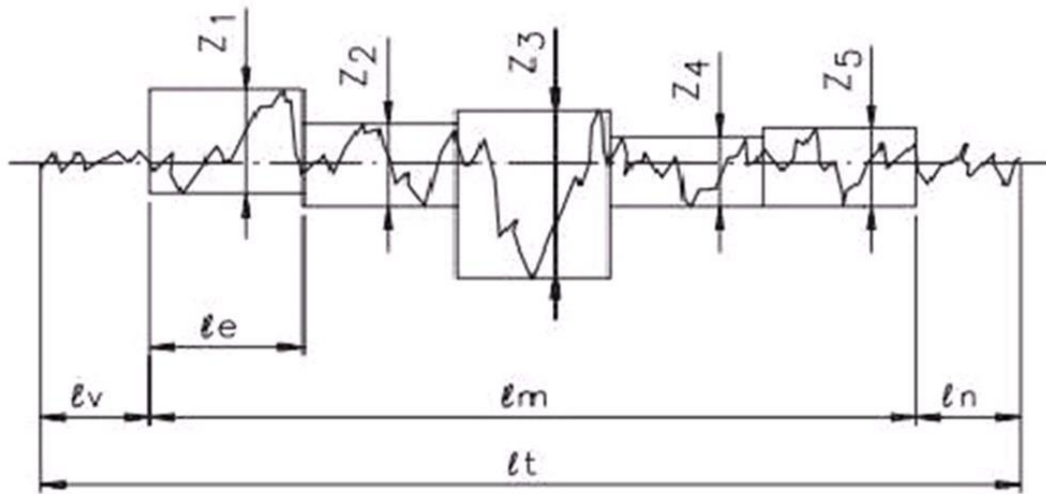


Figura 9.- Perfil de rugosidad para calcular el promedio de la rugosidad máxima.

$$R_z = \frac{Z_1 + Z_2 + Z_3 + Z_4 + Z_5}{5} \quad (1.2)$$

#### 1.4.3. Desgaste de herramientas de corte:

Los principales mecanismos de desgaste en herramientas de corte son:

- *Por abrasión*: desgaste debido al rozamiento de dos superficies, la superficie más dura degrada a la más blanda (por regla general las herramientas son más duras que el material a cortar).
- *Por difusión*: proceso químico que propicia un desgaste por cráter en la superficie de deslizamiento de la herramienta, es debido a un proceso químico por combinación de altas temperaturas y presión del material a mecanizar y la herramienta.
- *Por oxidación*: se produce un desgaste de la arista de corte de la herramienta debido a un proceso químico.
- *Por fatiga*: tanto térmica como mecánica, debida a un conjunto máquina-herramienta-pieza poco robusto y/o una mala lubricación.

- *Por adhesión:* el material de la pieza debido a las altas temperaturas y presiones generadas queda adherido al filo de la herramienta cambiando así su geometría y fricción.

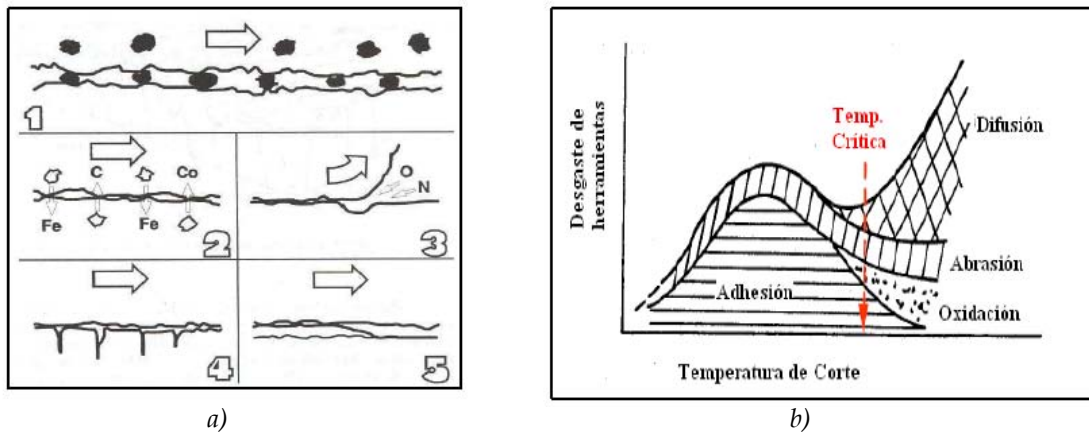


Figura 10.-Mecanismos de desgaste: (a) 1) abrasión, 2) difusión, 3) oxidación, 4) fatiga y 5) adhesión y (b) mecanismos de desgaste de herramienta en función  $T[^\circ\text{C}]$ .

(Sandvik, 1997)

Los mecanismos de desgaste están muy influenciados por la temperatura en la zona de corte (ver Figura 10 (b)).

Por el contacto que existe entre las superficies de la herramienta antes mencionadas y el material a lo largo del mecanizado, se presentan diferentes tipos de desgaste de herramientas (ver Figura 11):

- *De flanco o de incidencia:* desgaste que se produce principalmente en la superficie de incidencia debido a un mecanismo abrasivo, y que generalmente se le atribuye al rozamiento de la herramienta con la superficie mecanizada. Este tipo de desgaste afecta las dimensiones finales de la pieza mecanizada (acabado).
- *Por cráter:* se localiza en la superficie de desprendimiento de la herramienta. Los mecanismos de desgaste son el de abrasión y el de difusión, siendo éstos debidos a la acción simultánea de la fricción en el área de contacto viruta/herramienta, la temperatura, los fenómenos de difusión y a la formación del filo de aportación, en otras palabras, la afinidad química entre los materiales de la herramienta y la pieza.

- *Deformación plástica:* las altas temperaturas y presiones hacen que la herramienta se deforme plásticamente. El material de la herramienta tiene que retener suficiente dureza en caliente para no deformarse plásticamente.
- *Fisuras térmicas:* desgaste producido por variaciones térmicas durante el mecanizado. Estas fisuras se encuentran dispuestas en dirección perpendicular a la arista de corte. En el torneado, grandes variaciones en el espesor de viruta pueden dar lugar a dichas fisuras.
- *Fisuras por fatiga mecánica:* debidas a una variación del estado tensional de la herramienta se producen unas fisuras que se encuentran dispuestas de forma paralela a la arista de corte.
- *Astillamiento del filo:* se produce pequeñas roturas en el filo.
- *Fractura:* es una destrucción del filo típicamente asociado a una mala elección de la herramienta (filo poco robusto) y condiciones de mecanizado (condiciones muy agresivas).
- *Formación de filo de aportación (recrecimiento de filo=BUE) y formación de capa (BUL):* material que se adhiere a la herramienta por bajas velocidades y altas temperaturas en la zona de corte, también tiene mucha importancia la afinidad del material de la pieza y de la herramienta.
- *Desgaste de entalla en la parte posterior del filo:* relacionado con los mecanismos de desgaste debidos a un endurecimiento por deformación plástica unido a altas temperaturas en la zona de la herramienta correspondiente al final de la profundidad de corte.

En los procesos de mecanizado, generalmente se producen distintos tipos de desgaste de herramientas simultáneamente, siendo uno de ellos el dominante.

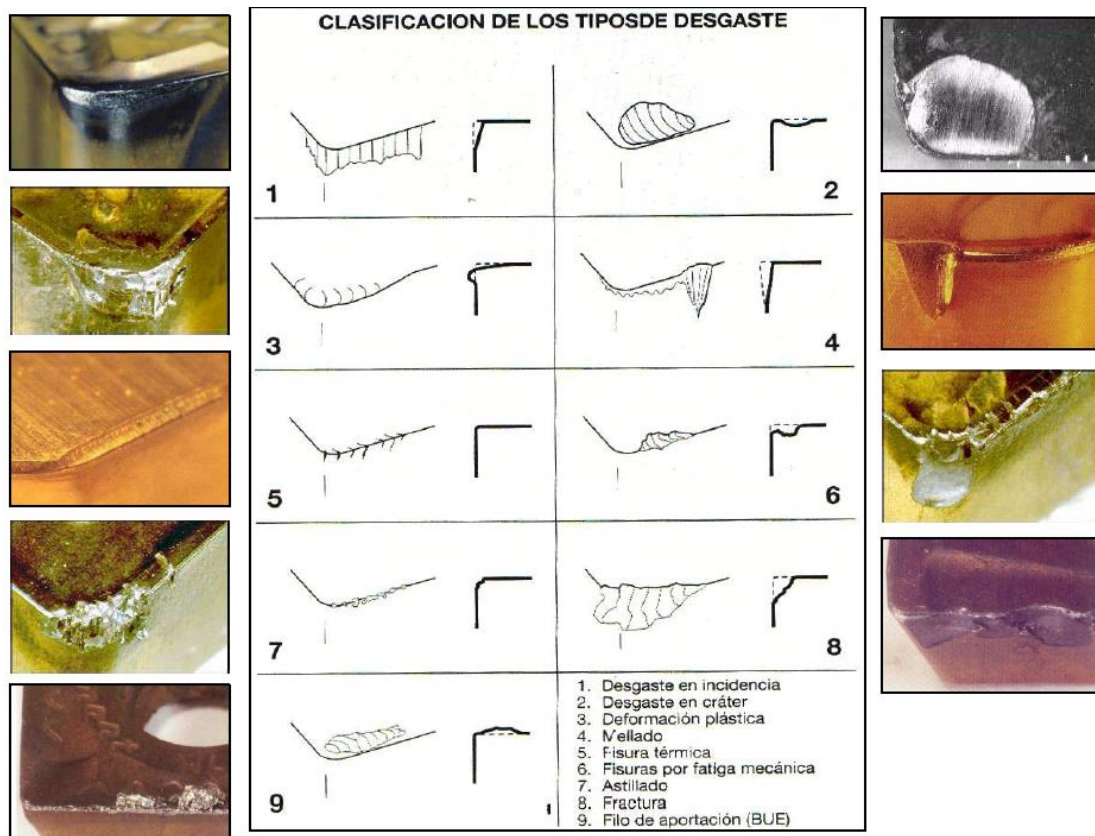


Figura 11.-Clasificación de los tipos de desgaste de herramienta.

(Sandvik, 1997)

### 1.5.Estado del arte: Superalcaciones, Inconel 718.

El término superaleación se comenzó a usar después de la Segunda Guerra Mundial para nombrar un grupo de nuevas aleaciones (base níquel, base hierro-níquel y base cobalto) que por sus altas prestaciones (alta resistencia mecánica, alta resistencia a la fatiga, estabilidad de las fases y una alta resistencia a la corrosión incluso a elevadas temperaturas) a altas temperaturas generalmente por encima de los 700°C fueron empleadas en turbocompresores y en las turbinas de los motores de los aviones. Estas nuevas superaleaciones presentaban grandes ventajas frente a las más comúnmente utilizadas en aquellos tiempos, aceros y aleaciones de titanio, que no podían trabajar en esos rangos de temperaturas y que en el caso del acero sufrían una corrosión mucho más acelerada.



El campo de aplicación de estos materiales se ha extendido en la actualidad, siendo normal su uso en partes sometidas a grandes esfuerzos a altas temperaturas como: turbinas de gas, motores de cohetes, plantas químicas y de petróleo, reactores nucleares...

Como ejemplos de superaleaciones se podrían nombrar entre una larga lista el IN100, In600, Waspaloy, Incoloy.

El desarrollo de estas superaleaciones, ha hecho que se mejorara la eficiencia de los motores a reacción o de las turbinas de gas entre otros. La eficiencia de los motores térmicos está directamente relacionada con las temperaturas máximas que se pueden alcanzar, por lo tanto el factor tecnológicamente limitante es el comportamiento mecánico de los materiales a altas temperaturas [17].

En la Figura 12 se puede ver como se han ido desarrollando a lo largo de la historia desde la aparición de las llamadas superaleaciones mejores materiales capaces de soportar temperaturas de trabajo cada vez mayores.

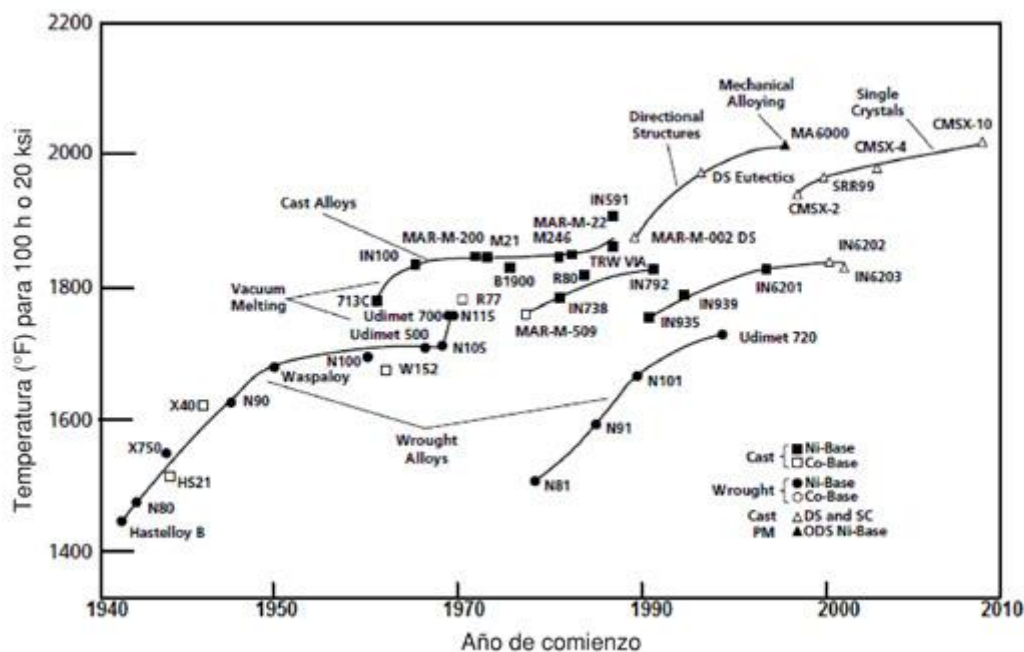


Figura 12.- Evolución de la temperatura máxima que se ha llegado a alcanzar a lo largo de la historia desde la aparición de las primeras superaleaciones ( $T_m$  de rotura en 100 horas aplicando una carga de 140 MPa).

A continuación se van a describir los tres grandes grupos en los que se pueden clasificar las superaleaciones atendiendo a su composición:

#### Superalaciones base níquel.

El níquel es el componente principal de esta superaleación, es el elemento responsable de la formación de una estructura austenítica gamma cúbica centrada en las caras que confieren a la superaleación una gran resistencia mecánica y a la corrosión a altas temperaturas [18].

Otra característica de este material es la presencia de contenidos elevados de cromo en su microestructura, este elemento es el responsable de otorgarle su resistencia a la oxidación.

A parte de la adición del cromo, es necesario añadirles otros elementos minoritarios como Nb, Mo, W, V, B, Al y B que estabilicen la microestructura austenítica y actúen protegiendo al cromo de precipitarse en forma de carburos.

Otro elemento característico de estos materiales es el hierro, que puede suponer hasta un 50% del porcentaje de aleantes sin por ello mermar las características de la superaleación.

#### Superalaciones base cobalto.

El elemento característico de este tipo de superaleaciones es el cobalto, pero además se pueden encontrar porcentajes elevados W, Cr, Ni, Mo o Ta (elementos que facilitan el moldeo).

Se caracterizan por su alta resistencia mecánica mantenida hasta los 900°C, una buena resistencia a la fatiga térmica y a la oxidación.

El uso de estas superaleaciones fue muy extendido inicialmente, pero debido a la escasez de cobalto a mediados del siglo XX y al desarrollo de las superaleaciones base níquel mucho más moldeables hizo que su uso fuera decreciendo.

### Superalaciones base hierro.

Este grupo de superaleaciones nacen como desarrollo de los aceros inoxidables austeníticos. Se incorporan elementos aleantes como C, W, Ti, Mo y Al con la finalidad de aumentar la temperatura a la que poder trabajar con seguridad con estos materiales.

Estas superaleaciones no pueden ser utilizadas a temperaturas superiores a los 750°C lo que supone un perjuicio comparativo frente a los otros dos grupos, sin embargo para determinadas aplicaciones pueden ser una alternativa económica.

Estas superaleaciones se pueden subdividir en dos grupos:

- Aleaciones Fe-Cr-Ni con las que se puede trabajar hasta un rango de temperaturas de entre 500°C y 700°C.
- Aleaciones Fe-Cr-Ni-Co donde parte del Fe es sustituido por el Co, incrementando el rango de temperaturas de trabajo y su precio frente al anterior grupo.

#### **1.5.1. La aleación INCONEL 718.**

Esta aleación fue creada en 1959 por la compañía Internacional Nickel (INCO) en sus laboratorios de Suffern (New York) y de Huntington (West Virginia). La novedad que presentaba esta superaleación frente a las conocidas hasta ese momento era la inclusión de niobio como elemento endurecedor a elevadas temperaturas [19].

El Inconel 718 es una marca de Special Metals Corporation que se refiere a una familia de superaleaciones austeníticas de base níquel-cromo.

El Inconel 718 es la superaleación base níquel cuyo uso se ha extendido más rápidamente, suponiendo en la actualidad el 35% de la producción de este tipo de superaleaciones.

La combinación de níquel y cromo otorga a estas aleaciones resistencia a la corrosión tanto en soluciones reductoras como oxidantes. Pueden citarse como otras

características de estas aleaciones, el hecho de no volverse quebradizas a temperaturas criogénicas, poseer buena resistencia a la tracción y a la fatiga a temperaturas moderadas y sobre todo, destacan por mantener excelentes propiedades mecánicas y químicas a altas temperaturas.

### Composición química:

La composición química es detallada en la *Tabla 1*.

### Estudio y caracterización. Fabricante del Inconel 718:

Cada elemento contenido en la aleación juega su propio papel en las propiedades finales del Inconel 718:

- *El Carbono (0,08 max %):* puede dar lugar a la formación de carburos metálicos (con el Ti y con el Nb). Está presente en pequeñas cantidades para no disminuir las cantidades de Nb y Ti libres, necesarios para la formación de las fases  $\gamma'$  y  $\gamma''$ .

*Tabla 1.-Composición química del Inconel 718.*

Ni	50-55
Cr	17-21
Fr	*
Nb	4,75-5,5
Mb	2,8-3,3
Ti	0,65-1,15
Al	0,2-0,8
Co	1 max
C	0,08 max
Mn	0,35 max
Si	0,35 max
P	0,015 max
S	0,015 max
B	0,006 max
Cu	0,3 max

- *El Níquel (50-53 %):* es un aleante que contribuye a la buena resistencia de la aleación a la corrosión en caliente.
- *El Cromo (17-21%%):* como el Ni actúa también aumentando la resistencia a la corrosión en caliente de la superaleación.
- *El Molibdeno (2,8-3,3 %):* proporciona un mayor aumento de la resistencia mecánica de la matriz.
- *El Niobio (4,75 – 5,5 %):* forma precipitados endurecedores  $\gamma''$
- *El Titanio (0,65-1,15%) y el Aluminio (0,2-0,8%):* forman precipitados  $\gamma'$  que tienen un papel de endurecimiento menos importante que los precipitados  $\gamma''$ .

Fases que se pueden encontrar en el Inconel 718:

Las fases más importantes que en ella aparecen se describen a continuación [20]:

- *Matriz  $\gamma$* : Presenta una estructura FCC, los niveles que presenta de elementos como el Al, Ti y Nb varía dependiendo del tratamiento térmico realizado (decreciendo cuando aumenta la cantidad de fases intermetálicas precipitadas).
- *Precipitados  $\gamma'$* : Su composición es  $\text{Ni}_3(\text{Al}, \text{Ti})$  y presenta una estructura FCC como la Matriz  $\gamma$ . Es una fase endurecedora, mayoritaria en la mayoría de las superaleaciones base Ni. La forma de los precipitados puede variar de esférica a cúbica (con tamaños que varían desde los 10nm a los 40nm). El Nb puede estar presente en este tipo de precipitados. Se forman entre las temperaturas de 550° y 660° si el tratamiento de envejecimiento es largo y entre las temperaturas de 700° y 900°C si el tratamiento es corto.
- *Precipitados  $\gamma''$  secundarios*: Este tipo de precipitados son la principal fase endurecedora de la aleación objeto de este estudio, el Inconel 718. Se forman en los mismos intervalos de temperaturas que los precipitados  $\gamma'$  (bajo los mismos tratamientos), sin embargo la cantidad de Nb que se encuentra en este tipo de precipitados es mayor. Su composición es  $\text{Ni}_3\text{Nb}$  y presentan una estructura BCT ordenada coherente con la matriz  $\gamma$ . La forma de estos precipitados también es diferentes a los precipitados  $\gamma'$ , estos precipitados presenta una forma de disco o lenticular con tamaños variables entre 10nm y 40nm.
- *Precipitados  $\gamma''$  primarios*: Este precipitado puede aparecer después de un tratamiento térmico a 870°. Su estructura es del tipo BCT ordenada. Su forma es del tipo lenticular y de tamaño aproximado 0,3  $\mu\text{m}$  y de forma lenticular. Este precipitado se forma posteriormente a los precipitados  $\delta$  ( $\text{Ni}_3\text{Nb}$  ortorrómbico)
- *Precipitados  $\delta$* : Este precipitado se forma igual que los precipitados  $\gamma''$  a los 870°C aunque previos a estos. La forma que presentan es globular (con un tamaño aproximado de 1 $\mu\text{m}$ ) o en forma de aguja (~1 a 8  $\mu\text{m}$ ). Su fórmula es  $\text{Ni}_3\text{Nb}$  y presenta una estructura cristalina ortorrómbica. Como característica se

ha observado una disminución del contenido de Nb en las zonas colindantes con estos precipitados superior al 50%.

- *Carburos MC*: La estructura de estos precipitados es cúbica y presentan una composición rica en Ti y Nb ((TiNb)C). Se pueden formar durante el proceso de solidificación o durante un recocido a 1.038°C. Es de mayor tamaño que los descritos anteriormente (0,5-1 µm).
- *Precipitados Laves*: Poseen una estructura cristalina hexagonal y su composición se puede representar mediante la fórmula  $(\text{Ni}_{0,5}\text{Fe}_{0,25}\text{Cr}_{0,25})(\text{NbMoSi})$ . Al igual que los carburos se pueden formar durante el proceso de solidificación o durante un recocido a 1.038°C. su forma es glóbular (a veces alargados). Este precipitado tiene la problemática de retirar Nb de la matriz (con la consiguiente pérdida potencial de endurecimiento por precipitación de la fase  $\gamma''$ ), este precipitado funde antes que el resto de la matriz (puede provocar una fusión localizada durante el procesado del material a altas temperaturas), además este precipitado es el más débil (es por donde suele iniciarse la ruptura del material cuando es sometido a tensiones).

La modelización de este tipo de materiales presenta un gran reto, ya que además de la presencia de diferentes fases, diferentes autores han demostrado que la composición química de las distintas fases varía dependiendo del tratamiento térmico al que se haya sometido el material y con la localización de las fases dentro de la microestructura [20].

## **2. CAPÍTULO II. Trabajo experimental.**

### **2.1.Introducción**

En este capítulo se describirá lo que supone el mecanizado de una superaleación termoresistente como es el Inconel 718, enumerando diferentes investigaciones que han contribuido aportando información acerca de la problemática del mecanizado de dicho material. Por otra parte, se detallarán los ensayos realizados para la presente tesis, analizándose posteriormente los resultados obtenidos.

Desde la aparición de este tipo de superlaciones, se han hecho numerosos estudios para desarrollar herramientas capaces de resistir las condiciones tan agresivas que se dan lugar durante el mecanizado. En el presente estudio se dará información concerniente a la optimización del proceso de torneado, desde el punto de vista de la selección de las correctas herramientas de corte así como los parámetros de corte apropiados para obtener tiempos de vida de herramienta razonables. Además, se determinarán la rugosidad y tensiones residuales en la superficie mecanizada, magnitudes relacionadas con el daño provocado por el proceso de corte.

Las herramientas utilizadas en este estudio son las recomendadas por el fabricante de herramientas “SECO Tools” como las más apropiadas para el mecanizado de la aleación Inconel 718 en operaciones de acabado. Principalmente los elementos mecanizados de Inconel 718 parten de preformas con sobrespesores que son eliminados en operaciones de acabado (con valores de profundidades de pasada y avances reducidos). Este es uno de los motivos por los que este trabajo se centra en operaciones de acabado.

Un factor importante en el mecanizado de superaleaciones es cómo afecta el estado de desgaste de las herramientas a la calidad del mecanizado y a las fuerzas de mecanizado involucradas durante el proceso. En ocasiones las herramientas no cumplen con los criterios establecidos de fin de vida (desde el punto de vista del desgaste observado), pero sin embargo el resultado obtenido de su uso desemboca en un incremento injustificado de las fuerzas de mecanizado y un estado de la pieza inaceptable (niveles muy altos de rugosidad superficial, tensiones residuales...).

Para obtener una mayor información de variables termomecánicas influyentes tanto en el desgaste de herramienta como en la calidad de la pieza obtenida se desarrolló un modelo numérico que será explicado en el siguiente capítulo. Para validar el modelo se midieron las fuerzas de mecanizado durante los mecanizados con diferentes parámetros de corte.

A continuación se resumen los ensayos realizados:

- Ensayos de desgaste empleando 4 herramientas con distintas geometrías de herramienta y materiales de corte, tanto en condiciones de seco como utilizando taladrina. Se ensayaron a 2 velocidades de corte representativas de las condiciones de corte recomendadas.
- Determinación de las componentes de la fuerza de mecanizado en los procesos de torneado considerados en los ensayos de desgaste, empleando herramienta nueva y herramienta a fin de vida. Asimismo, con el fin de validar los modelos numéricos de mecanizado desarrollados en esta tesis, se realizaron ensayos adicionales de medida de fuerza, empleando mayores velocidades de corte y herramientas sin desgaste.



- Determinación de las tensiones residuales y rugosidades superficiales obtenidas en la superficie mecanizada en todas las condiciones consideradas en los ensayos de desgaste, empleando herramientas de corte sin desgaste y en condiciones de fin de vida.

En el próximo apartado se desarrollará el estado del arte del mecanizado del Inconel 718, y en los sucesivos se explicará la metodología seguida en los diferentes ensayos así como los resultados de los mismos.

### **2.1.1. Estado del arte en mecanizado de Inconel 718**

Como se ha explicado en el capítulo 1, las superaleaciones con base Ni son empleadas ampliamente en aplicaciones aeroespaciales, debido a sus excelentes propiedades mecánicas (mantenidas a altas temperaturas) y a su resistencia a la corrosión.

En la actualidad el mecanizado de estas superaleaciones continúa siendo un reto, especialmente en condiciones agresivas como mecanizados en seco.

Las características de esta superaleación (altos límites de tensión última de rotura, fuerte tendencia al endurecimiento por deformación, baja conductividad térmica, tendencia a crear recrecimiento del filo en la herramienta por adhesión y la presencia de partículas agresivas de extrema dureza en su microestructura) inducen severas cargas termomecánicas en la interface herramienta-pieza que dan como resultado significativos desgastes en la herramienta [21], [22].

Además, la adhesión de partículas de la pieza y la localización de los focos de calor cercanos a la zona de contacto (debido a la baja conductividad del material) promueven fenómenos de desgaste en la superficie de la herramienta del tipo difusión y oxidación.

Elevados valores de tensiones y temperaturas en el filo de corte pueden inducir entallas en la intersección entre el filo de corte y la superficie generada en la pasada previa, este tipo de desgaste es uno de los que más comúnmente lleva al fin de vida la herramienta durante el mecanizado de las superaleaciones base níquel. Otros tipos de desgaste que pueden provocar el cambio de la herramienta en el mecanizado de

superalcaciones base níquel son: desgastes de flanco, martilleo de viruta y roturas catastróficas [23].

Las formaciones de entallas son el resultado de la combinación de diferentes mecanismos. El endurecimiento por deformación ha sido considerado como la causa más importante para el desarrollo de este tipo de desgaste cuando se mecanizan superaleaciones base níquel [24].

En estudios realizados sobre el mecanizado de Inconel 718 se reportó la aparición de diferentes tipos de desgaste (los más significativos los de entalla y astillado, pero presentándose también los de flanco y recrecimiento de filo). Los diferentes tipos de desgaste no siempre aparecen de forma independiente, sino que se pueden producir de forma combinada en la herramienta. Este hecho hace necesario que se establezcan distintos criterios que fijaran el estado de fin de vida de las herramientas [25].

El comportamiento del material también influye en la morfología de la viruta y en la calidad superficial de la pieza. La separación de la viruta de la pieza se produce por un flujo de deformación plástica lateral a la dirección de corte que causa la formación de rebabas (el tamaño de las rebabas se incluye como un criterio para el cambio de herramienta).

Como causas de cambio de herramienta cuando se mecanizan superaleaciones base níquel se pueden considerar los excesivos desgastes de flanco, astillados de filo y las roturas catastróficas. Los rechazos de las herramientas causados por desgastes de flanco y por desgastes de tipo cráter (los cráteres son observados normalmente a muy elevadas velocidades) pueden ser parcialmente atribuidos a mecanismos de difusión. El mecanizar a altas velocidades acelera los procesos de difusión debido a la excesiva generación de calor. En el rango de velocidades de corte con las que se hicieron los ensayos para este estudio no se encontraron defectos tipo cráter.

Durante ensayos de Inconel 718 y Nimonic 75 se observaron que los mecanismos dominantes de desgaste fueron los astillados de filo y las roturas del filo de la herramienta [25].

Se han publicado estudios en los que se relacionaba las fracturas en las herramientas con un desgaste tipo erosivo (se produce una superficie erosionada en la herramienta

debido a la eliminación de granos de la misma) [26]. Las características intrínsecas del mecanizado de superaleaciones base Ni; tales como los flujos discontinuos de material contra la superficie del material y la segmentación de la viruta induciendo fuerzas fluctuantes sobre la herramienta originaban fatiga tanto mecánica como térmica a las herramientas. Como consecuencia de la fatiga termomecánica a la que se sometía a las plaquitas se producían problemas de roturas y erosiones. La baja conductividad del recubrimiento de TiAlN (usado en las plaquitas ensayadas), limita la disipación de energía y generaba altos gradientes de temperatura que podían propiciar roturas de origen térmico (especialmente si se encuentran tensiones residuales presentes en el recubrimiento). En el caso de plaquitas con recubrimientos multicapa (como es el caso de las plaquitas usadas en los ensayos de este trabajo) la aparición de tensiones residuales en los recubrimientos es muy común.

Se tiene el conocimiento que los mecanismos de desgaste no son independientes. La adhesión de materiales de la pieza sobre el filo de corte forma recrecimientos, los recrecimientos a su vez tienden a hacer que se produzcan astillamientos de filo. Esto es debido a que los recrecimientos de filo no son completamente estables y hacen que periódicamente se desprendan llevando consigo pequeños trozos del filo de la herramienta. El desgaste de entalla, es un tipo de desgaste en el que se combina un desgaste de flanco y un desgaste de la superficie de desprendimiento adyacente al punto donde el filo principal intersecta con la superficie mecanizada, este tipo de desgaste es muy común cuando se mecanizan materiales que se endurecen por deformación durante el mecanizado (como en el caso del Inconel 718).

El ángulo entre el filo principal y la perpendicular a la dirección del movimiento de avance de la herramienta (ángulo de posición) influye significativamente en el comportamiento de la herramienta durante el mecanizado de las superaleaciones base níquel. Al aumentar el ángulo de posición la longitud del filo principal de la herramienta en contacto con la pieza aumenta, haciendo que las tensiones producidas durante el mecanizado disminuyan, esto es debido a que las fuerzas y el calor son distribuidos sobre una mayor proporción del filo de la herramienta.

Hay estudios previos en los que se analiza la influencia de la geometría de la herramienta, la velocidad de corte y la velocidad de avance en el torneado de Inconel 718 [27]. Considerando como indicadores de fin de vida de la herramienta las fuerzas de mecanizado, la rugosidad superficial y el defecto de flanco y usando dos

herramientas de carburo cementado, una recubierta por una capa de TiN y la otra por  $Al_2O_3$  (siendo ambas CVD), se estudió el efecto del ángulo de posición en la vida de la herramienta para tres avances diferentes (0,2, 0,3 and 0,4mm/rev), tres velocidades de corte (30, 40 y 50m/min) y una profundidad de pasada fija de 2 mm. Para ambos tipos de herramientas, la vida de la herramienta se incrementó con el ángulo de posición (en el rango entre  $5^\circ$  y  $45^\circ$ ). El calor desalojado del filo de corte era mayor cuando el calor generado durante el proceso de corte es distribuido sobre una mayor longitud de filo. Además el reparto de las fuerzas de mecanizado sobre una mayor longitud de filo de la herramienta reducía sustancialmente la aparición de entallas y aumenta la vida de la herramienta [28].

Aunque no hay un acuerdo unánime entre los diferentes investigadores acerca de la formación de entallas en la herramienta durante el mecanizado, es posible extraer una conclusión general: para reducir la aparición de entallas en la herramienta se recomienda el uso de herramientas con valores de ángulos de posición altos y valores negativos de ángulos de desprendimiento [23].

Los fenómenos que se han descrito del mecanizado del Inconel 718, condicionan las propiedades necesarias para las herramientas de corte destinadas al mecanizado de Inconel 718, principalmente: elevada resistencia al desgaste, elevada dureza en caliente, alta resistencia y tenacidad, estabilidad térmica y química a alta temperatura.

Las herramientas de carburo cementado se han utilizado ampliamente durante años para el mecanizado convencional de aleaciones base Ni a bajas velocidades de corte (20-30 m/min) y avances alrededor de 0,1-0,2 mm/rev en torneado [29]. Sin embargo las exigencias del mecanizado a alta velocidad ha obligado a la utilización de otros materiales de corte y/o recubrimientos.

Es también recomendado el uso de herramientas multicapas para materiales con baja maquinabilidad como las superaleaciones base Ni. Los recubrimientos mejoran el comportamiento del sustrato, especialmente cuando las velocidades de corte son elevadas [30].

La familia de recubrimientos TiAlN PVD, poseen una favorable combinación de dureza y estabilidad ante reacciones de oxidación a elevadas temperaturas. Son unos de los recubrimientos más usados para el mecanizado de materiales difíciles de

mecanizar [31], los recubrimientos aumentan la vida de la herramienta destinadas al mecanizado de aleaciones aplicadas en el campo aeroespacial [32], [33].

El incremento de la velocidad de corte en el mecanizado en seco, requiere el uso de herramientas de carburo con recubrimientos. En principio, los recubrimientos de tipo PVD (Ti,Al)N son los más adecuados en comparación con los recubrimientos de TiN y TiCN, debido a una superior resistencia a oxidación, estabilidad química a alta temperatura, alta dureza en caliente y baja conductividad térmica [34], [35]. Sin embargo es preciso ser prudente con las propiedades refractarias y tribológicas de los recubrimientos. Trabajos realizados por el grupo de investigación en el cual se desarrolla esta tesis y por otros investigadores [36], [37], muestran que el efecto térmico de los recubrimientos de herramientas en procesos de mecanizado continuo (taladrado y torneado) está relacionado con factores tribológicos y que el efecto “escudo térmico” no es significativo. El principal inconveniente de este tipo de recubrimiento PVD es su falta de lubricación a altas temperaturas.

El TiAlN es usado comúnmente en combinación con TiN, esta combinación presenta mejores propiedades que la utilización de cada recubrimiento por separado. El TiAlN también se puede combinar con MoS<sub>2</sub> mejorando así sus propiedades antiadherentes o con CrN reduciendo de esta manera su tendencia a formar soldaduras con la pieza [38].

Las herramientas de corte cerámicas permiten incrementar notablemente la velocidad de corte durante el mecanizado de Inconel (hasta 700m/min). La sensibilidad de las cerámicas al choque térmico, obliga en general a su utilización en seco aunque en determinadas circunstancias se han utilizado técnicas de lubricación a alta presión [39]. Las ventajas de las cerámicas se basan en la resistencia a alta temperatura, que permite utilizarlas en mecanizado a alta velocidad; en su resistencia a abrasión y corrosión y en la dureza y baja reactividad a alta temperatura. Estas características redundan en un incremento de la vida de herramienta comparadas con las herramientas de carburos. En el mecanizado del Inconel 718 se utilizan normalmente herramientas de Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-TiC y SiC con refuerzo de whiskers. Sin embargo su pobre tenacidad y su baja conductividad térmica constituyen una desventaja [40], [41]. El mecanismo de fallo principal de las herramientas cerámicas es la fragmentación en la zona de corte, originada por la microsoldadura y tracción que origina la viruta en la zona de contacto y la baja tenacidad de la herramienta cerámica. La baja conductividad térmica origina

asimismo fisuras de origen térmico. Estos problemas pueden mejorarse mediante recubrimientos.

Por otra parte la enorme generación de calor y la deformación plástica durante el mecanizado afectan la superficie mecanizada originando tensiones residuales, variaciones en la microdureza, grietas, cambios microestructurales e inestabilidad dimensional [5]. La integridad superficial del componente, entendido en el sentido más amplio debe ser el objetivo prioritario en el mecanizado de componentes de elevada responsabilidad [42]. Una de las consecuencias más importantes del mecanizado son las tensiones residuales que además de afectar al comportamiento en fatiga durante la vida en servicio del componente [7] originan inestabilidad dimensional que puede afectar al proceso de montaje del componente mecanizado [43]. La superficie de un componente es la zona crítica donde se produce la nucleación de fisuras de fatiga y la corrosión. Tradicionalmente se ha atribuido la generación de tensiones residuales de compresión a los efectos mecánicos y las de tracción a los efectos térmicos durante el mecanizado [44]. Sin embargo en un reciente trabajo [11] se ha puesto de manifiesto que ambos efectos están interrelacionados. Las tensiones residuales debidas a los efectos mecánicos del corte (cuando se tiene en cuenta exclusivamente el efecto del ablandamiento térmico pero no el efecto de la expansión térmica ni la fricción en la interfase viruta/herramienta) son de tracción. Las tensiones residuales obtenidas experimentalmente tras el mecanizado de Inconel, muestran un nivel máximo de tracción en la superficie mecanizada que profundizando en la pieza pasa a ser una tensión de compresión. Esta es la típica distribución de tensiones residuales obtenida también en otras aleaciones termorresistentes [45]. La profundidad de la capa traccionada y el nivel de tracción en la misma aumentan con la velocidad de corte [46] lo que constituye un problema en el mecanizado a alta velocidad.

El empleo de refrigerantes durante el mecanizado tiene consecuencias negativas para el medio ambiente y para la salud del operario, además implica un coste elevado de compra y tratamiento posterior a su uso. Dependiendo de la pieza el ahorro que supone el mecanizado en seco puede llegar hasta el 17% del coste total de la pieza [47]. La reducción del coste del proceso y el respeto al medioambiente que se consiguen con el mecanizado en seco, son claves para el competitivo sector de mecanizado. El sector aeronáutico no es una excepción a la tendencia general, sin embargo las características de las aleaciones típicamente empleadas, junto con los elevados requerimientos al componente mecanizado, dificultan la implementación del mecanizado en seco.

La eliminación del lubricante/refrigerante elimina también sus efectos positivos durante el mecanizado, principalmente la eliminación del calor y la lubricación en la interfase viruta-herramienta. En ausencia de fluido de corte es preciso que la evacuación de las virutas sea adecuada y que la eliminación de calor sea suficiente para mantener la temperatura por debajo de un umbral crítico. Por supuesto es preciso garantizar la integridad de la pieza y un desgaste de herramienta razonable para procesos de automatización en la industria.

Las herramientas de corte para el mecanizado en seco deben ser más refractarias y deben tener mayor dureza en caliente y menor coeficiente de fricción que aquellas que se utilizan en el mecanizado con fluido de corte. Los recubrimientos de herramientas juegan un papel fundamental en el mecanizado en seco, sustituyendo parcialmente las funciones del fluido de corte al separar la viruta del sustrato de la herramienta [48]. Los recubrimientos (Ti,Al)N presentan niveles más bajos de conductividad térmica y una resistencia a oxidación mayor que otros recubrimientos duros como el TiN. La formación de una capa superficial de  $Al_2O_3$  incrementa la resistencia a oxidación y difusión del recubrimiento (Ti,Al)N. Asimismo la dureza en caliente es superior en el caso del (Ti,Al)N.

En estudios previos llevados a termino por otros investigadores se ha probó aplicar diferentes recubrimientos, TiN+AlTiN, TiN+AlTiN+MoS<sub>2</sub> y CrN+CrN:C+C , por medio de técnicas PVD sobre plaquitas de WC-Co, para comparar su eficiencia en el mecanizado de Inconel 718 tanto en seco como utilizando técnicas MQL, concluyendo tras los resultados experimentales de desgaste que el recubrimiento más apropiado era el formado por TiN+AlTiN+MoS<sub>2</sub>, seguido por el TiN+AlTiN, y finalmente por CrN+CrN:C+C. El sistema MQL mejoraba la eficiencia de la herramienta, limitando los valores de la fricción. Los desgastes que obtuvieron en las herramientas usando técnicas SEM-EDS eran debidos principalmente a mecanismos de desgaste del tipo abrasión y adhesión. Encontrando importantes recrecimientos del filo principal que propiciaron en algunos casos delaminaciones y cráteres en la herramienta [49].

La adición de O al recubrimiento (Ti,Al)N para formar TiAlON ha dado lugar a un recubrimiento que, si bien tiene una dureza inferior al (Ti,Al)N, ofrece un mayor resistencia a la abrasión debida a la formación de  $Al_2O_3$ , que además proporciona resistencia a oxidación y es térmicamente estable [50].

Los recubrimientos PVD basados en óxidos  $\text{Al}_2\text{O}_3$  and  $\text{ZrO}_2$  ( $\text{TiAlN-Al}_2\text{O}_3$ ,  $\text{TiAlN-ZrO}_2$ ,  $\text{TiZrN-ZrO}_2$ ) han mostrado un buen comportamiento en el mecanizado en seco de otros materiales de alta resistencia [48]. Por otra parte, el  $\text{TiAlN}$  presenta un coeficiente de fricción elevado que requiere el uso de un lubricante sólido como el  $\text{MoS}_2$ . Los recubrimientos del tipo compuesto  $\text{MoS}_2$ /titanio presentan un comportamiento ante el desgaste mucho mejor que los recubrimientos duros tradicionales. [51].

Devillez et al [52], estudiaron el efecto del mecanizado en seco en la integridad superficial de la pieza. Realizaron ensayos tanto en seco como usando taladrina para diferentes velocidades de corte en condiciones de semi-acabado (0,5 mm de profundidad de pasada y 0,1 mm/rev) usando herramientas de carburo recubiertas. Obtuvieron una velocidad de corte de 60 m/min como un valor optimo para mecanizar en condiciones de seco, encontrando aceptables resultados de calidad superficial, junto con valores de tensiones residuales y microdurezas en las zonas afectadas por el mecanizado del mismo orden que las encontradas para mecanizados usando taladrina (sin afectar severamente a la microestructura). La tendencia a la formación de recrecimientos del filo por adhesión de material es reducida o incluso eliminada por el uso de taladrinas, debido a que el empleo de taladrinas reducía la temperatura de la superficie de la herramienta. También observaron otros mecanismos de desgaste como la entalla y el flanco cuando ensayaron herramientas recubiertas de  $\text{TiCN-Al}_2\text{O}_3\text{-TiN}$ .

Este trabajo se centra en el análisis de los mecanismos y evolución del desgaste de herramienta durante el torneado en condiciones de acabado de Inconel 718, uno de las superaleaciones base níquel más significativas, tanto en seco como utilizando taladrina. Investigaciones muestran que el mecanizado en seco de estas aleaciones es posible, sin embargo se constatan altas velocidades de desgaste en tales condiciones. Para este trabajo se han utilizado plaquitas comerciales de carburo con multicapa ( $\text{TiAl/TiAlN}$  recomendadas para el mecanizado de superaleaciones base níquel) con diferentes geometrías de corte.



## 2.2. Ensayos de desgaste.

Se realizaron ensayos de desgaste de herramienta durante el torneado de Inconel 718 en un torno de control numérico Pinacho CNC mod. Smart-turn 6/165 (ver Figura 13)

Se utilizó una herramienta de plaquita intercambiable ensayándose distintas geometrías y materiales de corte.



Figura 13.-Torno Pinacho CNC mod. Smart-turn 6/165.

Los ensayos realizados consistieron en operaciones de refrentado sobre formatos circulares de 150mm de diámetro y 20mm de espesor.

### Material ensayado:

El material empleado en los ensayos fue el Inconel 718, este material fue servido con un tratamiento térmico consistente en un recocido a 954°C, un posterior enfriado en horno a una velocidad de 38°C/hr y un enfriado final al aire.

En la Tabla 2 se detalla información específica del material:

Tabla 2.- Especificaciones del Inconel 718.

MATERIAL		INCONEL 718	
FABRICANTE	Huntington Alloy Corporation	Alargamiento (Tª293K)	En 4D 21,6%
ESPECIFICACIONES	SAE AMS 5596\ASTM B-670-07	Limite elástico Rp=0,2% (Tª921K)	803N/mm²
Limite elástico Rp=0,2% (Tª293K)	1166N/mm²	Carga de rotura (Tª921K)	1145N/mm²
Carga de rotura (Tª 293K)	1389N/mm²	Alargamiento (Tª921)	En 4D 25,9%

Herramientas ensayadas:

Se utilizaron plaquitas rómbicas con ángulo de punta  $80^\circ$  y radio de punta 0,4mm. Se ensayaron dos calidades de metal duro con recubrimiento PVD denominadas por el fabricante (SECO) CP500 y TS2000 respectivamente. La calidad CP500 presenta un sustrato con micro grano muy tenaz, adecuado para operaciones de corte interrumpido y un recubrimiento multicapa formada por una combinación de TiAlN y TiN. La calidad TS2000 presenta un micrograno duro adecuado principalmente para operaciones de acabado en superaleaciones y un recubrimiento con la misma composición que la CP500 (combinación de TiAlN + TiN).

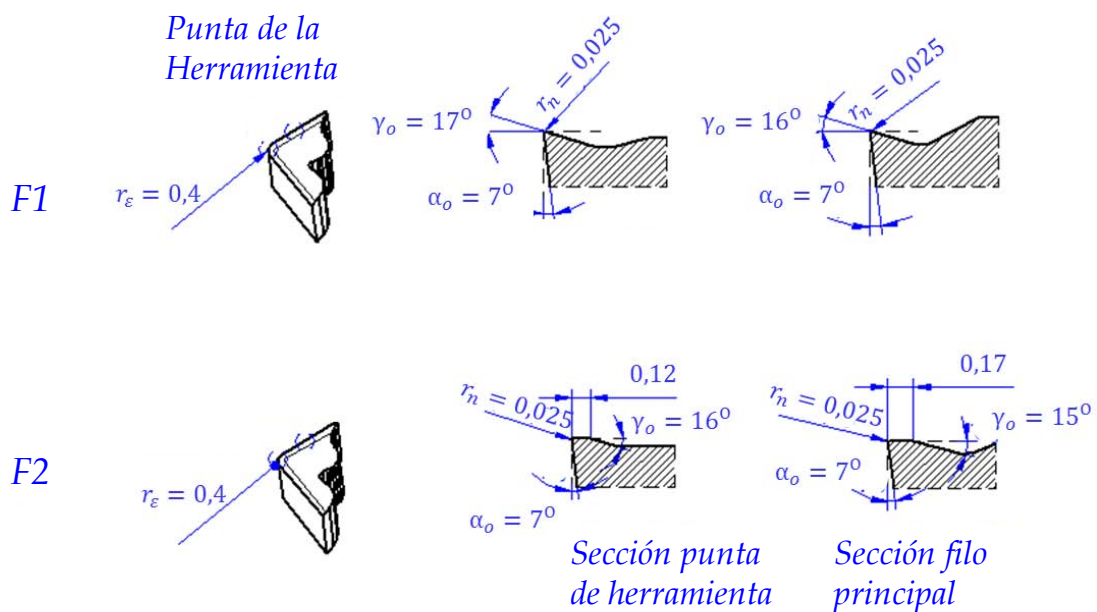


Figura 14.- Esquema de los dos afilados ensayados.

Se probaron dos afilados diferentes (F1 y F2). El afilado F1 es utilizado principalmente para operaciones de acabado mientras que el afilado F2, al presentar una faceta negativa que lo hace más robusta, puede ser empleado en operaciones de semi-acabado. En la Figura 14 se puede ver en detalle los dos afilados ensayados.

Por último, también se consideraron dos ángulos de orientación del filo principal diferentes:  $0^\circ$  y  $45^\circ$  (ver Figura 15).

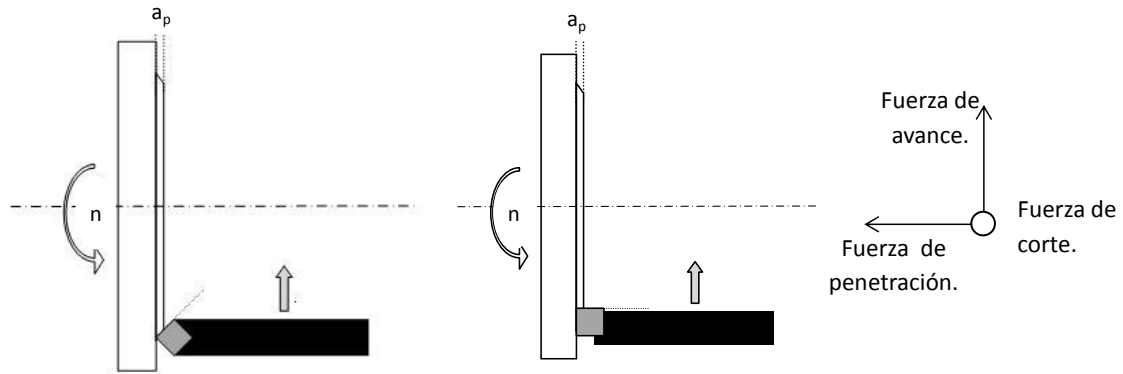


Figura 15.- Esquema de los dos ángulos de posición ensayados (45° y 0°).

En conjunto se realizaron ensayos de desgaste empleando 4 tipos de plaquita de corte distintos que en adelante se denominarán T1, T2, T3 y T4, cuyas características se resumen en la *Tabla 3*.

Tabla 3.-Resumen de herramientas ensayadas.

HERRAMIENTA	DENOMINACIÓN DE LA CALIDAD	TIPO DE FILO	ÁNGULO DE POSICIÓN
T1	CP500	F1	0°
T2	TS2000	F1	
T3		F2	
T4		F1	45°

#### Condiciones de corte:

Para cada uno de los 4 tipos de herramienta considerado se realizaron 4 ensayos de desgaste empleando 2 velocidades de corte distintas (50 y 70 m/min) y 2 condiciones de refrigeración/lubricación (con taladrina y en seco).

En todos los ensayos se empleó el mismo avance (0,1 mm/rev) y la misma profundidad de pasada (0,5mm).

Estos parámetros de corte fueron establecidos siguiendo las recomendaciones del fabricante para operaciones de torneado de acabado de Inconel 718 con taladrina:

### 2.2.1. Metodología experimental.

Para la realización de los estudios de evolución del desgaste, se hacía trabajar a la herramienta objeto del estudio durante intervalos de tiempo regulares, midiéndose el estado de desgaste por medio de un microscopio óptico (OPTIKA Modelo SZ-CTV). Una vez alcanzado el fin de vida de la herramienta se realizaba una inspección mediante microscopia electrónica y análisis de composición empleando un microscopio PHILIPS Modelo XL-30 SEM-EDS ("Scanning Electron Microscopy-Energy Dispersive Spectroscopy") para profundizar en el conocimiento de los mecanismos de desgaste producidos y en la magnitud y tipos de desgaste correspondientes.

Las mediciones de desgaste correspondientes a desgaste de flanco y desgaste de entalla se realizaron siguiendo la norma ISO 3685:1993(E). En base a ella, se divide la región de contacto herramienta-pieza en tres zonas donde no se espera encontrar entallas: la zona C es la zona de la punta de la herramienta, la zona B es la zona recta entre las zonas A y C, la zona A es la cuarta parte de la zona desgastada de herramienta situada más alejada de la punta de la herramienta.

Por último, se define una zona donde se podría esperar la aparición de entallas en la herramienta, zona N (zona más alejada de la punta de la herramienta). Siguiendo la normativa se utilizará la siguiente nomenclatura VBA, VBB max , VBC y VBN para designar los máximos anchos de flanco en las zonas A, B, C y el ancho de las entallas en la zona N (ver *Figura 16*).

Por otra parte, el desgaste de entalla provoca la aparición de rebabas en la pieza mecanizada. Como se indicará más adelante, se estableció una altura de rebaba máxima de 2mm como criterio complementario para el cambio de herramienta (para garantizar que la entalla no alcanzaba tamaños excesivos).

El desgaste por astillado del filo consiste en pequeñas roturas de la arista de corte que provocan un desgaste de flanco localizado en esa zona. Por ello, el astillado del filo se se manifiesta como un desgaste de flanco irregular con una apariencia que en general puede diferenciarse de la del desgaste de flanco de tipo abrasivo sin astillado previo. La norma ISO 3685 recomienda cuantificar el desgaste de astillado mediante el valor del desgaste de flanco producido VBBmáx.

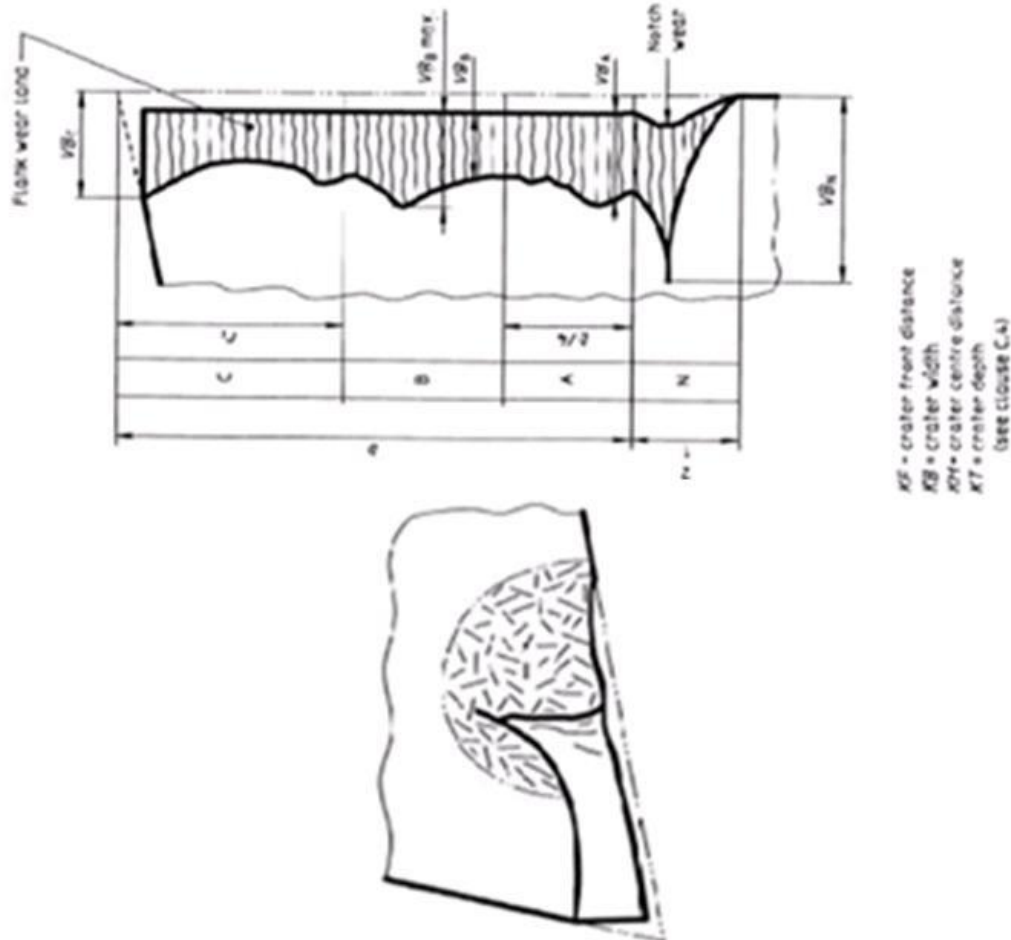


Figura 16.-Esquema de la nomenclatura empleada por la norma ISO\_3685\_1993.

Por otra parte, el desgaste de astillado deteriora la geometría del filo provocando vibraciones y en consecuencia un peor acabado superficial. El acabado superficial está especialmente relacionado con el deterioro del filo secundario y punta de la herramienta, empleándose también como criterio para establecer las condiciones de fin de vida de la herramienta.

El recrecimiento del filo se observó en todos los ensayos realizados con herramienta con ángulo de posición del filo principal  $0^\circ$  desde los primeros instantes del mecanizado. Este tipo de desgaste prácticamente no se produjo al emplear ángulos de posición del filo  $45^\circ$ . En los casos en los que el recrecimiento de filo alcanzó magnitudes significativas, fue debido a que el deterioro del filo por astillado provocó unas peores condiciones de corte con incrementos de temperatura y de la fuerza de mecanizado. En ningún caso el recrecimiento de filo llevó al fin de vida de la herramienta y ha sido descrito de forma únicamente cualitativa.

Condiciones de fin de vida del filo (criterios de sustitución de herramienta):

Las condiciones para considerar que la herramienta había alcanzado su fin de vida se establecieron principalmente en base a las recomendaciones de la norma ISO 3685:1993(E) y a los resultados obtenidos en ensayos de desgaste preliminares. Los criterios considerados fueron los siguientes:

- *Ancho de flanco  $VB=0,4mm$ .*
- *Ancho de la entalla  $VB_N=1,0mm$  (recomendación norma UNE 16-148-85).*
- *Altura de la rebaba en la pieza mecanizada  $=2mm$ .*
- *Rugosidad de la superficie mecanizada  $Ra=3,2\mu m$  (valor incluido en las recomendaciones de la norma ISO 3685 y correspondiente a una calidad superficial media en mecanizado).*

Metodología para la determinación de la evolución del desgaste fue la siguiente:

Mecanizar durante un periodo de tiempo corto, aproximadamente 30 segundos.

Retirada de la plaquita del portaherramientas y observación mediante el microscopio óptico para la determinación cuantitativa y/o cualitativa según corresponda de los desgastes producidos.

Determinación de la rugosidad superficial de la pieza y de la altura de la rebaba producida durante el mecanizado.

En base a los resultados obtenidos se determinaba si se habían alcanzado las condiciones de fin de vida de la herramienta.

Si la plaquita no había alcanzado su fin de vida se procedía al montaje de la misma en el portaherramientas para proseguir con el ensayo de desgaste.

Si la plaquita había llegado a fin de vida, se retiraba concluyéndose con una inspección de la misma mediante microscopía electrónica. Las plaquitas a fin de vida eran guardadas y clasificadas en función de las condiciones de corte con las que habían sido

ensayadas para ser empleadas con posterioridad en los estudios de las tensiones residuales y fuerzas de corte con herramienta a fin de vida.

#### Medida de la rugosidad superficial:

La rugosidad superficial fue medida usando un rugosímetro marca Mitutoyo Serie 178 y modelo SJ-201.

Para valorar el estado de rugosidad superficial de la pieza mecanizada se optó por la determinación de Ra.

Se configuró el rugosímetro de forma que para cada medida del parámetro Ra considerase 5 tramos de 0,8mm de longitud realizando la media de los valores obtenidos. Por tanto, la longitud de evaluación total era de 4mm. Este procedimiento es el que establece la norma ISO 4287 para la determinación de Ra, cuando los valores de dicho parámetro se encuentran entre 0,1 y 2 $\mu$ m (rango en el que se encontraron las medidas obtenidas en todos los ensayos). Para cada condición de ensayo considerada se realizaron 5 medidas de rugosidad en 4 zonas distintas de la superficie mecanizada, tomándose como valor de Ra el máximo de las 20 medidas realizadas.

En base a lo establecido en la norma DIN 4775 se descartaron los 2 valores máximos de las 20 medidas realizadas tomándose el tercero como valor de Ra representativo del acabado superficial.

### **2.2.2. Resultados de los ensayos de desgaste.**

#### Evolución del desgaste de la herramienta:

Como se explicó en el apartado previo mediante la utilización del microscopio óptico se analizaba la evolución del desgaste de las diferentes herramientas en cada condición de corte.

En la *Figura 17* se puede ver un ejemplo de la evolución del desgaste que se produce en la herramienta TS2000 F1 45° cuando es ensayada a una velocidad de corte de 50 m/min y en condiciones de seco.

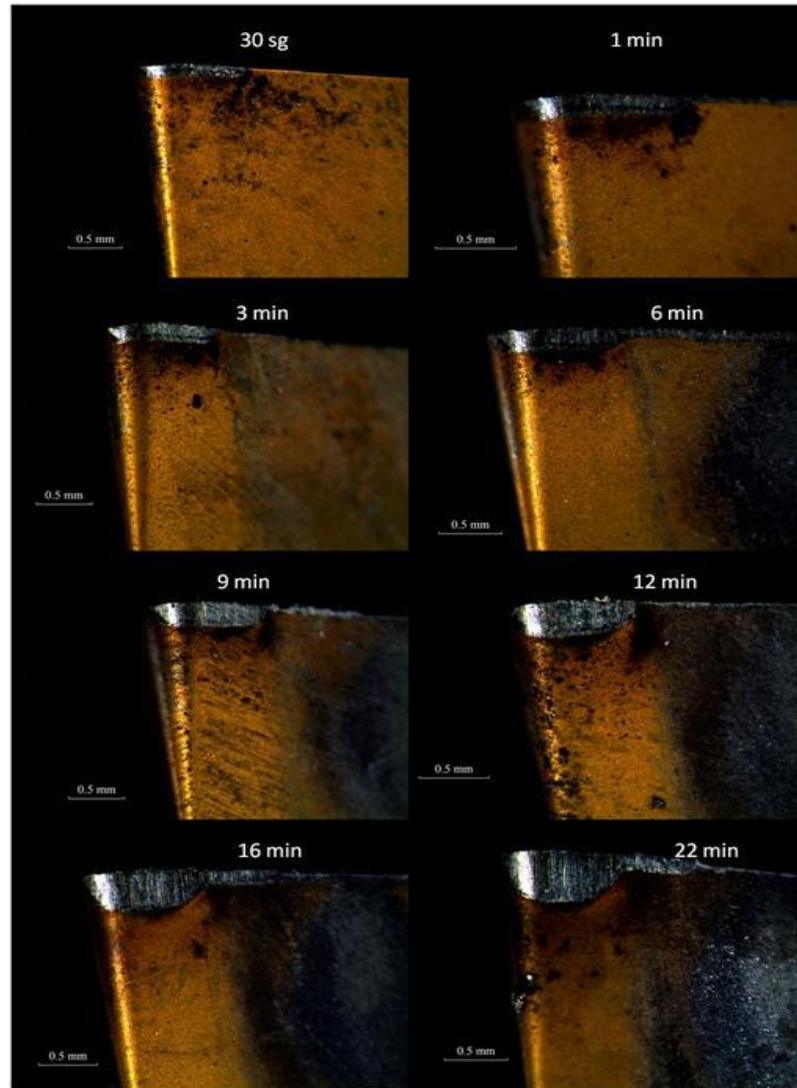


Figura 17.-Evolución del desgaste producido en la herramienta TS2000 F1 45° cuando es ensayada a una velocidad de corte de 50 m/min y en condiciones de seco

Las mediciones presentadas a continuación corresponden a VBB max y VBN en los casos donde se encontraban desgastes de flanco y entalla respectivamente.

En los siguientes párrafos se discutirá la evolución de los diferentes modos de desgaste para cada caso estudiado.

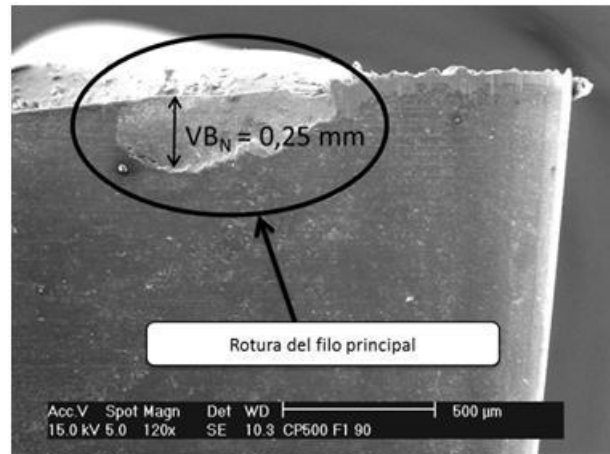
#### *Herramienta T1 (CP500 F1 Ángulo de posición 0°)*

En esta herramienta se encontraron desgastes del tipo astillamiento y entalla. En todas las condiciones ensayadas, el desgaste de entalla produjo el debilitamiento del filo



llevando a su rotura catastrófica. La vida de la herramienta en los ensayos realizados en seco fue de aproximadamente 2 minutos. En los ensayos con taladrina la duración fue de en torno a 5 minutos. En aplicaciones industriales esta herramienta debería ser usada a velocidades inferiores si se quieren obtener tiempos de vida aceptables. En la *Figura 18* se puede apreciar la ruptura del filo principal debido a una entalla inicial.

La herramienta T1 (calidad CP500) se caracteriza por presentar un sustrato de metal duro más tenaz que las otras 3 herramientas consideradas (todas ellas de calidad TS2000). La menor dureza de las herramientas CP500 explica la rápida evolución de los desgastes indicados debido a las altas temperaturas y presiones que caracterizan el mecanizado del material Inconel 718.



*Figura 18.-Herramienta CP500 F1 0° ensayada a 70m/min en condiciones de seco.*

La evolución de los distintos tipos de desgaste observados para esta herramienta está resumida en la *Tabla 4*:

*Tabla 4.- Evolución del desgaste en la herramienta CP500 F1 0° para las diferentes condiciones.*

Herramienta CP500 F1 0°	Taladrina		Seco	
	V= 50m/min	V= 70m/min	V= 50m/min	V= 70m/min
<b>Nivel de desgaste medio</b>	Astillado, Recrecimiento de filo y entalla (progresión rápida) $t_c=1,5\text{min};$ $VB_N=0,2\text{mm}.$	Astillado, Recrecimiento de filo y entalla (progresión rápida) $t_c=1\text{min};$ $VB_N=0,2\text{mm}.$	Astillado, Recrecimiento de filo y entalla (progresión rápida)	Astillado, Recrecimiento de filo y entalla (progresión rápida)
<b>Fin de vida</b>	T=5min, debido a desgaste de entalla que produce la rotura del filo	T=4,5min, debido a desgaste de entalla que produce la rotura del filo	T=1min, debido a desgaste de entalla que produce la rotura del filo	T=2min, debido a desgaste de entalla que produce la rotura del filo

### Herramienta T2 (TS2000 F1 Ángulo de posición 0°)

En todas las condiciones consideradas en los ensayos se observó la aparición desde los primeros instantes de los desgastes de entalla, astillado del filo y recrecimiento de filo. El recrecimiento de filo, apareció asociado al deterioro del filo debido a su astillado.

En los ensayos realizados con taladrina, la evolución de estos desgastes fue progresiva, siendo significativamente más rápida para la velocidad de corte 70m/min, que para 50m/min.

Para tiempos de corte cercanos al fin de vida de la herramienta el desgaste de entalla alcanzó valores muy elevados, cercanos a los de fin de vida (entre 0,3mm y 0,35mm). Estas entallas estaban asociadas a rebabas de hasta 1,5mm. Sin embargo, el fin de vida de la herramienta se produjo debido a roturas catastróficas del filo (ver Figura 19 y Figura 20) originadas por el astillamiento del filo. Las duraciones de herramienta fueron de 15 minutos para la velocidad de corte 50 m/min y de 5 minutos para la velocidad de corte 70m/min.

En los ensayos realizados en seco no sólo se observaron entallas (ver Figura 21), astillados y recrecimiento del filo, sino que también se identificaron desgastes de flanco significativos para

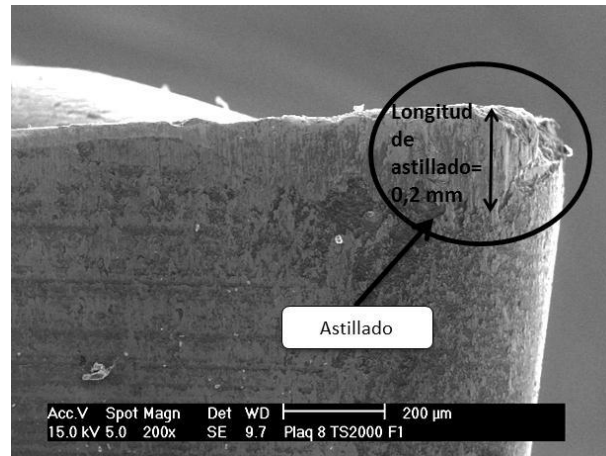


Figura 19.-Herramienta TS2000 F1 0° ensayada a 70m/min con taladrina.

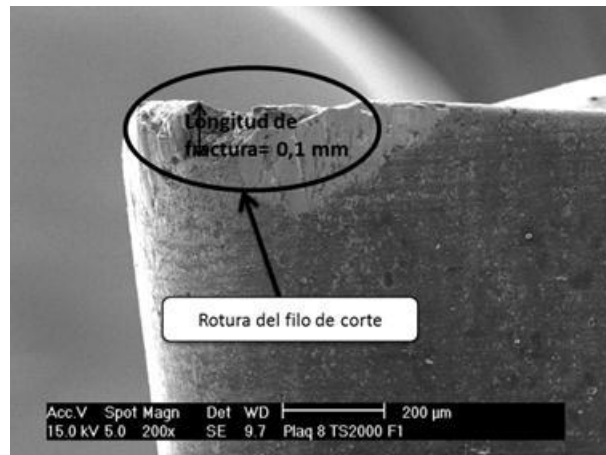


Figura 20.-Herramienta TS2000 F1 0° ensayada a 50m/min con taladrina.

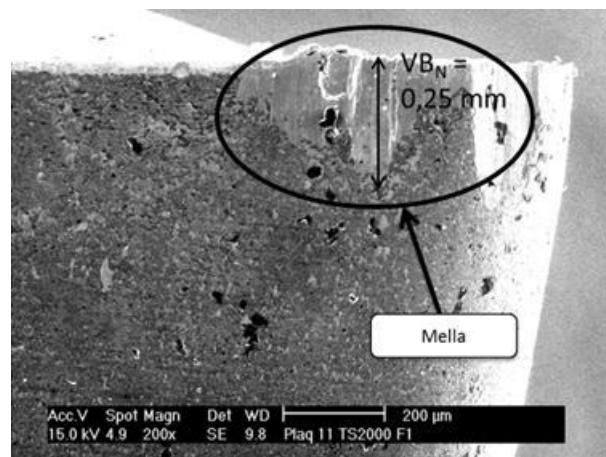


Figura 21.-Herramienta TS2000 F1 0° ensayada a 70m/min en condiciones de seco.

tiempos de corte reducidos (flanco unos 0,2mm para tiempo de corte 2 minutos).

En el ensayo en seco a alta velocidad (70m/min), el crecimiento de todos los tipos de desgaste fue extremadamente rápido produciéndose la rotura catastrófica de la herramienta debido al astillado del filo a los 2 minutos.

A baja velocidad (50 m/min) la duración de la herramienta fue mucho mayor (9,5 minutos), el desgaste de flanco llegó a alcanzar el valor límite de 0,4mm establecido como criterio de fin de vida, siendo el tipo de desgaste predominante para estas condiciones.

También, aunque no afectaban a la integridad del filo, se produjeron roturas de filo debidas al martillado de la viruta.

Para ambas condiciones, mecanizado en seco y con taladrina, el astillado del filo sufre un gran incremento al aumentar la velocidad de 50 m/min a 70 m/min.

En la *Tabla 5* se resumen los desgastes encontrados trabajando con la herramienta TS2000 con afilado F1 y ángulo de posición del filo 0°. Las vidas de filo indicadas muestran que dicha herramienta únicamente podría emplearse a nivel industrial con taladrina y velocidades de corte moderadas (50m/min).

*Tabla 5.-Evolución del desgaste en la herramienta TS2000 F1 0° para las diferentes condiciones.*

Herramienta TS2000 F1 0°	Taladrina		Seco	
	V= 50m/min	V= 70m/min	V= 50m/min	V= 70m/min
<b>Nivel de desgaste intermedio</b>	tc =1,5min; Astillado, recrecimiento de filo y entalla. tc=12min; Entalla VBN=0,3mm. Ruido y vibraciones debido a astillado.	tc =1min; Astillado, recrecimiento de filo y entalla. Rápida progresión de astillado y entalla.	Recrecimiento de filo desde los primeros segundos +desgaste de flanco (tc =2,5min, flanco VBB max=0,2mm). Moderados astillamiento y entalla	Rápida progression de astillamiento, recrecimiento de filo y entalla. tc =1min; Entalla VBN=0,25mm. Nivel alto de vibraciones.
<b>Fin de vida</b>	T=15min, debido a rotura de filo por astillado.	T=5min, debido a rotura de filo por astillado.	T=9,5min, debido a flanco VBB max=0,4mm	T=2min, debido a rotura de filo por astillado.

*Herramienta T3 (TS2000 F2 Ángulo de posición 0°)*

Los dos tipos de filos (F1 y F2) ensayados en este trabajo tienen ángulos desprendimiento positivos y son típicamente utilizados en operaciones de acabado. El afilado F2 presenta una faceta negativa que da mayor robustez a la herramienta y se traduce en una mayor resistencia al astillado del filo

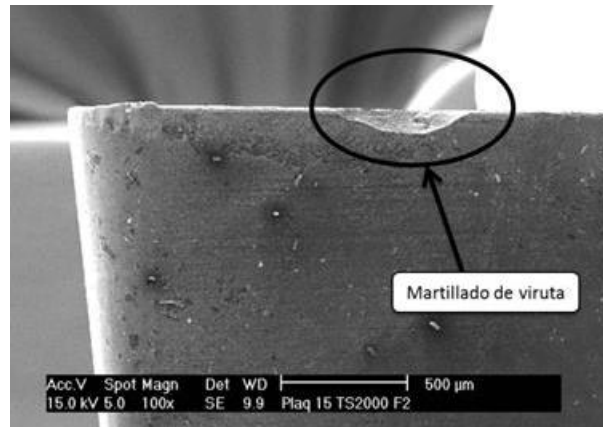


Figura 22.- Herramienta TS2000 F2 0° ensayada a 70m/min en condiciones de seco.

Por otra parte, los ángulos de desprendimiento negativos localizados en la zona de la faceta del filo se relacionan con mayores deformaciones del material, temperaturas e incluso aparición de vibraciones durante el mecanizado. Este hecho podría ser especialmente significativo durante el mecanizado de Inconel 718 debido a ser un material que demuestra excelentes propiedades mecánicas incluso a altas temperaturas, de hecho las fuerzas medidas durante los ensayos fueron aproximadamente un 10% mayores para los afilados F2.

Los modos de desgaste fueron similares a los observados en los ensayos con herramientas con afilado F1. En todas las condiciones consideradas, desde los primeros instantes, se produjo el astillado de la herramienta y el correspondiente recrecimiento del filo. También se formaron entallas para tiempos de corte muy reducidos. No se observó desgaste de flanco significativo. El afilado F2 mostró una mayor resistencia al astillado del filo y una menor resistencia a la formación de entallas que se tradujo en que el desgaste de entalla fuera el dominante en todas las condiciones de corte.

La evolución de los desgastes fue significativamente más rápida para la velocidad de corte alta (70m/min). El desgaste también fue mucho más rápido al mecanizar sin taladrina. En todos los casos se obtuvieron vidas de la herramienta inferiores a 10 minutos. Estas duraciones de filo se consideran insuficientes para la utilización de este tipo de herramienta industrialmente.

En el ensayo en seco a 70m/min se produjeron roturas en el filo secundario debidas al martillado de la viruta como se puede ver en la *Figura 22* (no progresan comprometiendo la integridad de la plaquita).

Comparando los dosafilados F1 y F2, se puede ver que la vida de la herramienta era mayor en la F2 para velocidades de corte de 70 m/min y sin embargo para velocidades de corte de 50 m/min la tendencia se invertía.

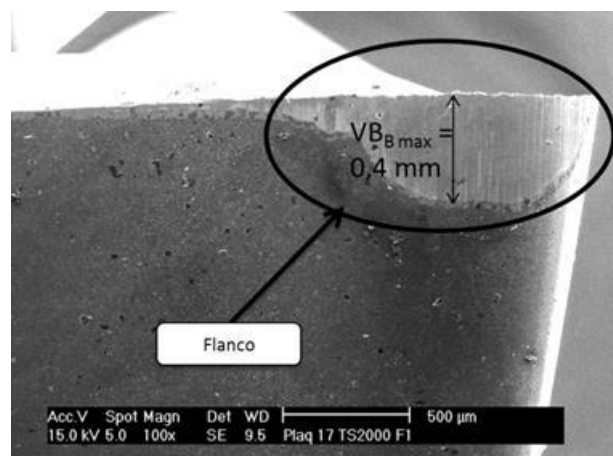
En la *Tabla 6* se resumen los desgastes encontrados en la herramienta TS2000 F2 0°.

*Tabla 6.-Evolución del desgaste en la herramienta TS2000 F2 0° para las diferentes condiciones.*

Herramienta TS2000 F2 0°	Taladrina		Seco	
	V= 50m/min	V= 70m/min	V= 50m/min	V= 70m/min
<b>Nivel de desgaste intermedio.</b>	$t_c=1\text{min}$ ; Astillado y recrecimiento de filo.  $t_c=5\text{min}$ ; Entalla $VB_N=0,25\text{mm}$	$t_c=1\text{min}$ ; Astillado y recrecimiento de filo.  $t_c=2\text{min}$ ; Entalla $VB_N=0,15\text{mm}$	$t_c=1,5\text{min}$ ; Astillado, recrecimiento de filo y entalla.  Progresión rápida de entalla.	$t_c=1,5\text{min}$ ; Astillado, recrecimiento de filo y entalla.  Progresión rápida de entalla.
<b>Fin de vida</b>	T=9min, debido a entalla $VB_N=0,4\text{mm}$	T=6min, debido a entalla $VB_N=0,4\text{mm}$	T=6min, debido a entalla $VB_N=0,4\text{mm}$	T=4,5min, debido a entalla $VB_N=0,4\text{mm}$

#### *Herramienta T4 (TS2000 F1 Ángulo de posición 45°)*

Como se explicó anteriormente los principales modos de desgaste encontrado para la herramienta TS2000 F1 con ángulo de posición 0° fueron astillados del filo principal y entallas. En los ensayos en seco también se produjo un desgaste de flanco significativo, siendo el tipo de desgaste dominante para la velocidad de corte 50m/min. Emplear ángulos de posición de valor 45° hace que



*Figura 23.-Herramienta TS2000 F1 45° ensayada con taladrina a 50m/min.*

disminuya el espesor de la viruta en un 18% con respecto al espesor cuando el ángulo de posición es de  $0^\circ$  (siendo la longitud efectiva de corte un 7% mayor). Las fuerzas de corte se veían ligeramente incrementadas (entre un 5% y un 10% con la herramienta nueva). En consecuencia, es previsible que las condiciones de presión y temperatura sobre el filo sean menos agresivas y se reduzca el astillado del filo y la aparición de entallas, y en menor medida el desgaste de flanco.

Los resultados de los ensayos de desgaste mostraron que al aumentar el ángulo de posición del filo a  $45^\circ$  prácticamente se eliminó el desgaste de entalla en todas las condiciones ensayadas.

En relación con el desgaste de astillado, se observó un comportamiento muy distinto en función de la velocidad de corte. La utilización o no de taladrina afectó menos al desgaste que para otras herramientas ensayadas.

Para los ensayos con velocidad de corte 50m/min no se produjo astillado de filo hasta tiempos de corte de 15 minutos (ensayo con taladrina) y 12 minutos (ensayo en seco). El astillado del filo prácticamente no se incrementó y no se observó recrecimiento de filo durante todo el ensayo. Por ello, el desgaste predominante fue el desgaste de flanco dando como resultado vidas de filo de 30,5 minutos para el ensayo con taladrina y de 22 minutos para el ensayo en seco. En la *Figura 23* se puede ver un detalle de un desgaste de flanco resultado de ensayar la herramienta a 50 m/min con taladrina.

Para los ensayos con velocidad de corte 70m/min se observó astillado del filo desde los primeros instantes. A diferencia de lo observado para las herramientas con ángulo de posición del filo  $0^\circ$ , en estos ensayos no se produjo recrecimiento de filo asociado al astillado. Esto puede deberse al menor espesor de la viruta en los ensayos con ángulo de posición  $45^\circ$ . El astillado del filo aumentó rápidamente, especialmente en el ensayo en seco, llevando al fin de vida de la herramienta para tiempos muy reducidos (6,5 minutos para mecanizado con taladrina y 4 minutos sin taladrina). La degradación que se producía en el filo causaba vibraciones e incrementaba la temperatura de la herramienta en la zona de corte, especialmente para condiciones de seco. Debido a las reducidas vidas de filo el desgaste de flanco no progresó y presentó valores moderados en ambas condiciones (seco y taladrina).

En la *Tabla 7* se puede ver un resumen de los diferentes mecanismos de desgaste encontrados en esta herramienta.

*Tabla 7.-Evolución del desgaste en la herramienta TS2000 F1 45° para las diferentes condiciones.*

Herramienta TS2000 F1 45°	Taladrina		Seco	
	V= 50m/min	V= 70m/min	V= 50m/min	V= 70m/min
<b>Nivel de desgaste intermedio.</b>	<p>Incipiente desgaste de flanco (<math>t_c</math> =1,5min, flanco <math>VB_{Bmax}</math>=0,15mm)</p> <p>No se observa recrecimiento de filo</p> <p>Astillado moderado para <math>t_c</math> &gt;15min.</p>	<p>Astillado desde los inicios del ensayo.</p> <p>No se observaron recrecimientos de filo ni entallas.</p> <p>Flanco moderado.</p>	<p>Flanco progresivo (<math>t_c</math> =1min, flanco <math>VB_{Bmax}</math>=0,15mm)</p> <p>No se observaron recrecimientos de filo ni entallas.</p> <p>Astillado moderado para <math>t_c</math> &gt;12min</p>	<p>Se encontraron astillados desde los primeros momentos del ensayo.</p> <p>No se encontraron entallas</p> <p>Recrecimiento de filo a <math>t_c</math> =3min</p> <p>Flanco moderado.</p>
<b>Fin de vida</b>	<p>T=30,5min, Debido a excesivo flanco <math>VB_{Bmax}</math>=0,4 mm</p>	<p>T=6,5min, debido a rotura de filo por astillado.</p>	<p>T=22min, Debido a flanco <math>VB_{Bmax}</math>=0,4mm</p>	<p>T=4min, debido a rotura de filo por astillado.</p>

#### Evolución de la rugosidad superficial:

En la *Figura 24* se pueden observar la rugosidad superficial originada por el mecanizado con cada herramienta en función del tiempo para cada ensayo (se partía de herramienta nueva).

En general se encontraron rugosidades algo menores para los ensayos realizados con taladrina. Los valores iniciales de  $R_a$  encontrados en los ensayos realizados con taladrina eran en torno a 0,5 $\mu$ m, frente a los valores de  $R_a$  en torno a 1 $\mu$ m para los ensayos realizados en seco.

El incremento de la rugosidad superficial debido al desgaste de la herramienta no fue muy significativo, obteniéndose rugosidades de buena calidad ( $R_a$  máximos de 1,5 $\mu$ m) incluso con herramientas con desgaste cercano al fin de vida.

La herramienta con ángulo de posición  $45^\circ$  y afilado F1 (T4), presentaba acabados superficiales muy distintos en función de si se empleaba taladrina (Ra inferiores a  $0,5\mu\text{m}$ ) o se mecanizaba en seco (Ra de hasta  $1,5\mu\text{m}$ ).

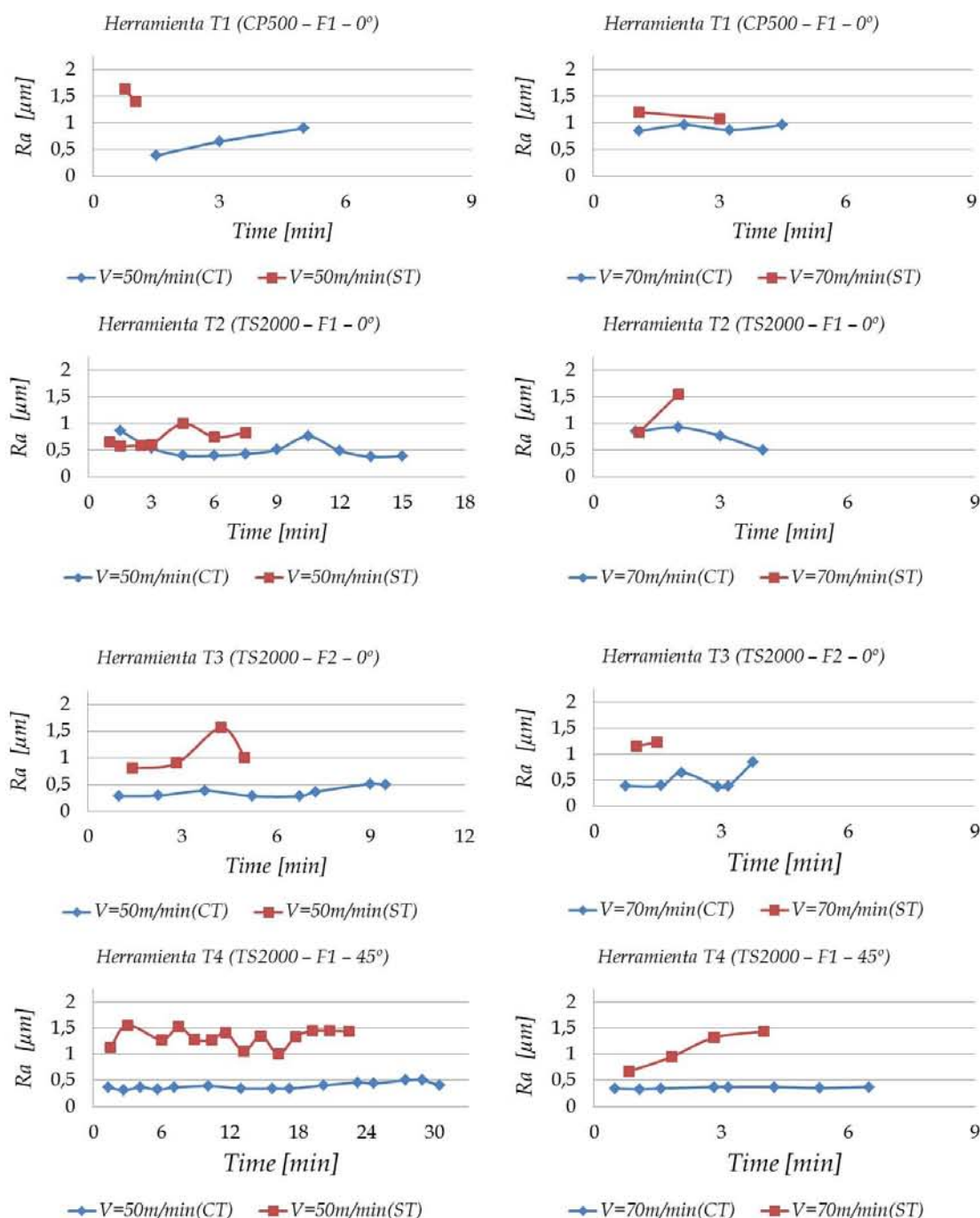


Figura 24.-Resumen de la rugosidad superficial alcanzada en función del tiempo para las diferentes herramientas ensayadas.



Respecto a los ensayos con afilado de herramienta F2, se observa que la utilización de taladrina mejora significativamente el acabado superficial obtenido.

### 2.3. Ensayos de medida de fuerzas de mecanizado.

Se realizaron ensayos con los siguientes objetivos:

- Medida de fuerzas correspondientes a las condiciones de corte consideradas en los ensayos de desgaste empleando herramienta nueva y herramienta en condiciones de fin de vida. La determinación de las fuerzas permite obtener información relacionada, entre otras magnitudes, con la calidad del mecanizado y con el tipo de desgaste de herramienta producido.
- Medida de fuerzas con la geometría de herramienta considerada en los modelos numéricos descritos en el próximo capítulo a altas velocidades de corte. Estos ensayos únicamente se realizaron con herramienta nueva y su objeto era permitir la validación experimental de los modelos numéricos.

Las componentes de la fuerza de mecanizado se designan como  $F_c$ ,  $F_a$  y  $F_p$ , correspondientes a las componentes según las direcciones de los movimientos de corte, avance y penetración respectivamente.

#### 2.3.1. Metodología experimental.

Para la medición de las fuerzas de corte se instrumentó el torno con una mesa dinamométrica marca Kistler modelo 9257B, con el que se pueden medir 3 fuerzas ( $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$ ) y 3 momentos ( $M_x$ ,  $M_y$ ,  $M_z$ ).

Tabla 8.- Características técnicas del dinamómetro Kistler 9257B.

Umbral de respuesta	< 0,01 [N]
Linealidad	$\leq \pm 1\%$ el fondo de escala.
Histéresis	$\leq 0,5\%$ el fondo de escala.
Diafonía	$\leq \pm 2\%$ el fondo de escala.

En la *Figura 25* se muestra una fotografía de dicho dispositivo.



*Figura 25.-Mesa Kistler modelo 9257B.*

La salida de resultados del dinamómetro fue tratada con un amplificador de carga tipo 5070 del mismo fabricante.



*Figura 26.-Tarjeta de adquisición de datos.*

Para el muestreo, visualización y registro de la señal de salida del amplificador se empleó un ordenador con tarjeta de adquisición de datos (DAQ). La tarjeta de adquisición de datos utilizada fue la Data Acquisition Digital I/O, modelo-3100, de Keithley (ver *Figura 26*). La tarjeta de Adquisición de Datos o DAQ es el dispositivo encargado de efectuar la comunicación entre el ordenador y el sistema a controlar. El programa (software)

que utiliza para tal propósito es QuickDAQ Data Collecting Software, de Keithley Instruments. La conexión entre el DAQ en el interior del ordenador y la tarjeta bornero ubicada fuera del mismo, se realiza mediante un cable apantallado de aproximadamente 1 m de longitud.

Se ha empleado el programa quickDATA para la adquisición de las componentes de la fuerza de mecanizado. El programa permite que el usuario defina la frecuencia de muestreo y que active o desactive la grabación de los datos adquiridos. La información de la tensión de salida del amplificador de carga se almacena en ficheros, que luego pueden ser tratados en Excel. La frecuencia de adquisición de datos se fijó en 100Hz.

Condiciones de mecanizado consideradas en los ensayos con herramienta nueva y a fin de vida:

Estado de la herramienta: Nueva y fin de vida.

Con y sin taladrina.

Parámetros de corte:

- Avance: 0,1mm/rev.
- Profundidad de pasada: 0,5mm.
- Velocidades de corte: 50 y 70m/min.

Herramientas de corte:

- T1 – CP500 – F1 – 0°
- T2 – TS2000 – F1 – 0°
- T3 – TS2000 – F2 – 0°
- T4 – TS2000 – F1 – 45°

Condiciones de mecanizado consideradas en los ensayos de validación del modelo:

Los ensayos necesarios para la validación correspondientes a las velocidades de corte 50 y 70m/min son comunes con los descritos en el punto anterior.

Estado de la herramienta: Nueva.

Sin taladrina.

Herramientas de corte:

- T2 – TS2000 – F1 – 0°
- T4 – TS2000 – F1 – 45°

Parámetros de corte: Mismo avance (0,1mm/rev) y profundidad de pasada (0,5mm) que en los ensayos de desgaste. Velocidades de corte 50, 70, 100, 200 y 400m/min.

### 2.3.2. Resultados de fuerzas en las condiciones de los ensayos de desgaste.

En las gráficas de la *Figura 27* se muestran las componentes de las fuerzas de mecanizado para todas las condiciones consideradas.

A continuación se indican las principales conclusiones extraídas del análisis de dichos valores.

*Herramienta nueva:* Las herramientas T1 y T2 presentan la misma geometría (afilado y ángulo de posición del filo principal  $0^\circ$ ) y el mismo recubrimiento exterior. Por ello, es razonable el hecho de que las componentes de la fuerza de mecanizado para herramienta nueva sean muy similares (variaciones inferiores al 10% para las tres componentes  $F_c$ ,  $F_a$  y  $F_p$ ).

El análisis comparativo de las fuerzas para las otras 2 herramientas consideradas muestra que la componente de la fuerza de mecanizado en la dirección del movimiento de corte ( $F_c$ ) es similar para las 4 configuraciones de herramienta consideradas. Sin embargo, si hay diferencias para las componentes  $F_a$  y  $F_p$ .

La herramienta con afilado F2 y ángulo de posición  $0^\circ$  tiene una geometría menos aguda que el afilado F1 lo que se traduce en incrementos de  $F_a$  y  $F_p$  de entre el 10% y el 25% con respecto al afilado F1.

La herramienta con afilado F1 y ángulo de posición  $45^\circ$  muestra valores similares de  $F_a$  e incrementos muy elevados (70%-120%) de  $F_p$  con respecto al mismo afilado pero con ángulo de posición de  $0^\circ$ . Estos incrementos se deben a la inclinación del filo y al aumento de la fuerza específica de corte (al reducir el ancho de la viruta la relación radio de filo de arista-ancho efectivo hace que la fuerza específica aumente).

En los ensayos se comprobó que con herramienta nueva la influencia del uso o no de taladrina en el valor de las fuerzas de mecanizado era despreciable.

*Herramienta a fin de vida:* Las herramientas a fin de vida empleadas para la realización de los ensayos presentaban diferentes mecanismos de desgaste, entallas, flancos, adhesión de material y astillado del filo. Por ello, el estado de las herramientas en su

estado de fin de vida se corresponde con combinaciones muy diversas de nivel de cada tipo de desgaste producido. Debido a esto, los valores de fuerza correspondientes a fin de vida también presentaron variaciones muy diversas.

En general todas las componentes de la fuerza de mecanizado fueron mayores para las herramientas a fin de vida que para la correspondiente herramienta nueva. Los incrementos fueron ligeramente superiores para las herramientas ensayadas con taladrina que para las ensayadas en seco. En concreto los incrementos de  $F_c$  fueron entre un 40% y un 115% para ensayos con taladrina y entre un 40% y un 110% para ensayos en condiciones de seco. Respecto a las fuerza  $F_a$  y  $F_p$  incremento fue notablemente mayor, entre un 40% y un 400% con taladrina y entre un 20% y un 360% en condiciones de seco.

Analizando la influencia del desgaste para cada herramienta considerada se extrajeron las siguientes conclusiones:

- La componente  $F_c$  presenta variaciones bastante similares para las 4 herramientas consideradas.
- La componente  $F_a$  se incrementa para herramientas a fin de vida especialmente para las que poseen un afilado F2 (herramienta T3) y afilado F1 combinado con un ángulo de posición de filo  $45^\circ$  (T4).
- La componente  $F_p$  se incrementa mucho más significativamente para la herramienta con afilado F1 y ángulo de posición  $45^\circ$  (T4). Esto es debido al ángulo de inclinación y a los tipos de desgaste encontrados. Este componente de la fuerza está dirigido hacia la superficie mecanizada obtenida con la zona de la punta de la herramienta y el filo secundario. Por lo tanto, valores elevados de esta componente pueden relacionarse con elevadas tensiones residuales en la superficie mecanizada (ver *Figura 36*, donde se pueden observar incrementos muy significativos en las tensiones residuales para la herramienta T4 a fin de vida).

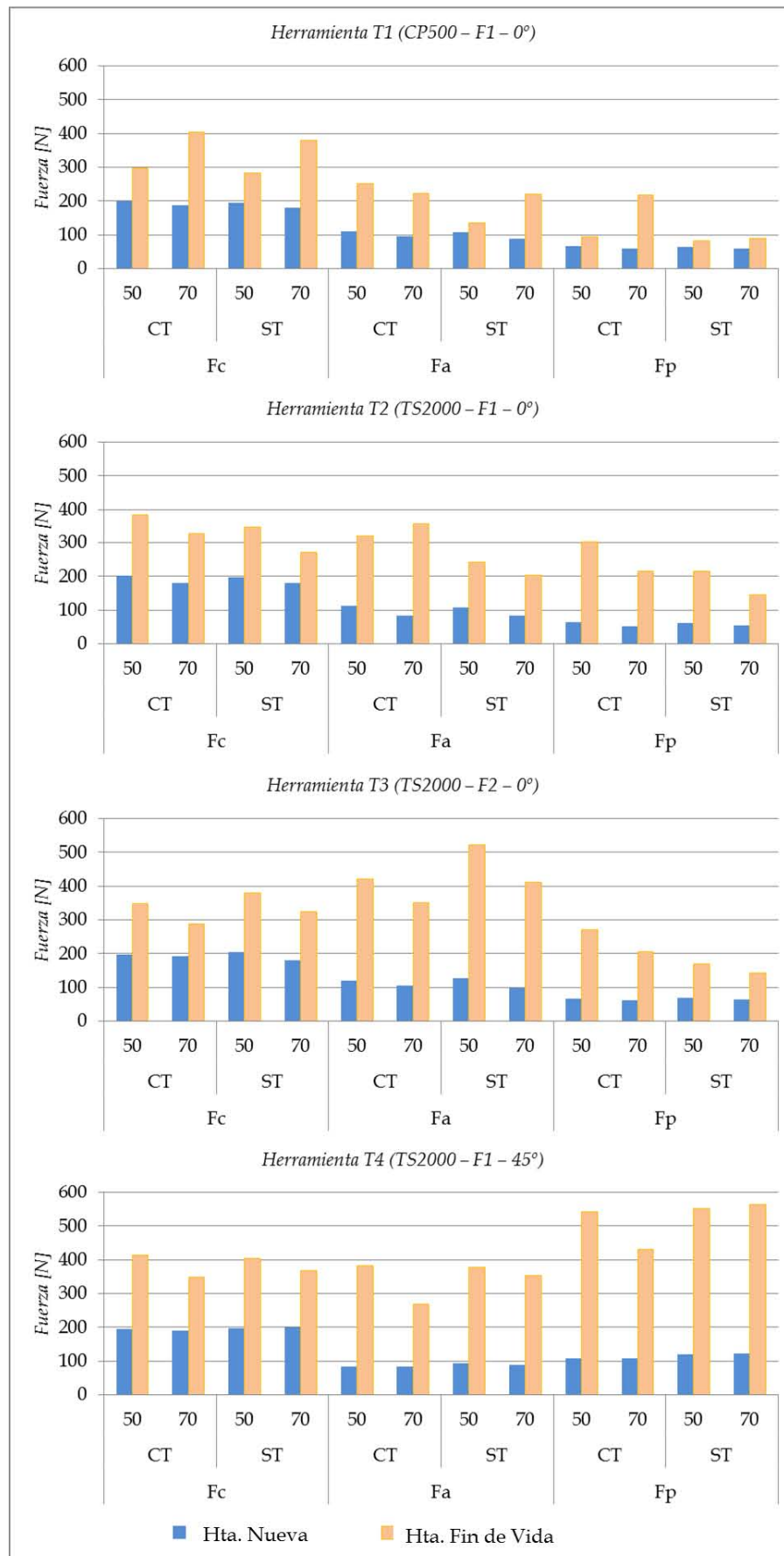


Figura 27.-Resumen de fuerzas obtenidas para las diferentes herramientas y condiciones ensayadas.

### 2.3.3. Resultados de las medidas de fuerzas para la validación del modelo.

Los resultados de fuerzas obtenidos se pueden ver en las *Figura 28* y *Figura 29*. Estos resultados son coherentes con la bibliografía consultada, las fuerzas de mecanizado independientemente de la orientación del filo principal disminuyen al aumentar la velocidad de corte. Y comparando las fuerzas en la dirección de corte de las dos orientaciones de filo principal ensayadas se observa que para iguales condiciones de corte las fuerzas no varían más del 9%.

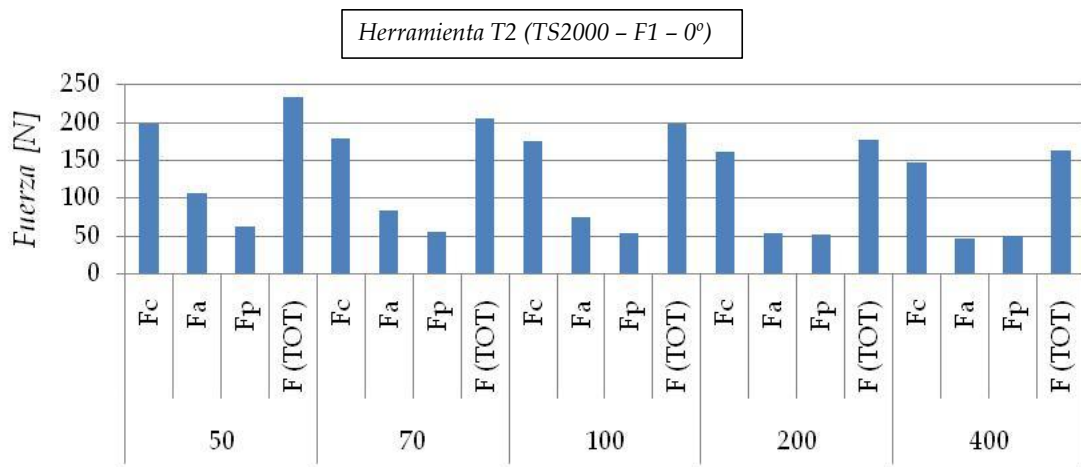


Figura 28.-Resultados de fuerzas para la hta. T2 - TS2000 - F1 - 0°.

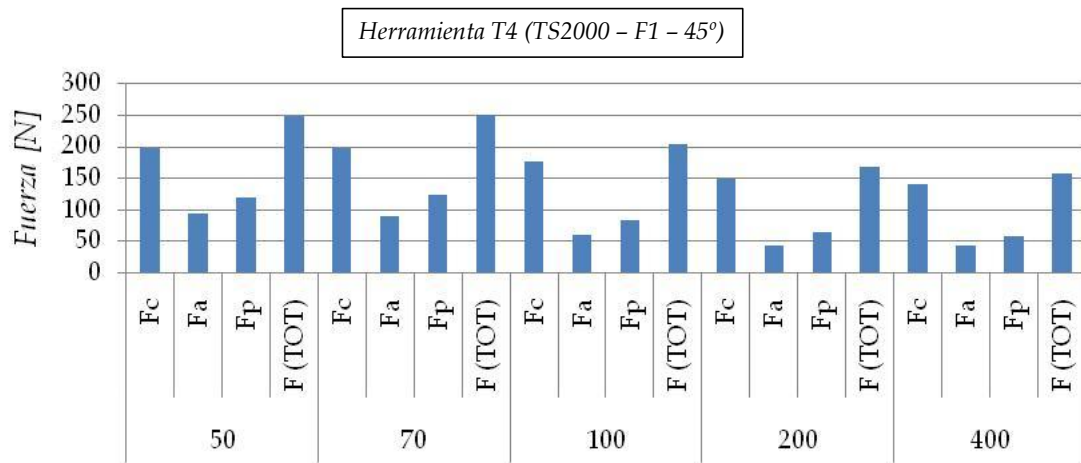


Figura 29.-Resultados de fuerzas para la hta. T4 - TS2000 - F1 - 45°.

## 2.4.Determinación de tensiones residuales.



*Figura 30.-Montaje en el torno de las probetas mecanizadas para la realización de los ensayos de fuerza y tensiones residuales.*

Debido al proceso de arranque de viruta se alcanzan altos grados de deformación y temperatura en la superficie mecanizada. Estos dos factores unidos originan tensiones residuales en las superficies mecanizadas (Figura 30).

El estado tensional en el que queda la pieza tiene una implicación directa en su posterior vida en servicio.

En este apartado se determinará las tensiones residuales para las condiciones de mecanizado expuestas a continuación:

Estado de la herramienta: Nueva y fin de vida.

Con y sin taladrina.

Parámetros de corte:

- Avance: 0,1mm/rev.
- Profundidad de pasada: 0,5mm.
- Velocidades de corte: 50 y 70m/min.

Herramientas de corte:

- T1 - CP500 - F1 - 0°
- T2 - TS2000 - F1 - 0°
- T3 - TS2000 - F2 - 0°
- T4 - TS2000 - F1 - 45°

### 2.4.1. Metodología experimental.

Para la medición de las tensiones residuales se intentó optimizar de la mejor manera posible el material del que se disponía (ver Figura 30).

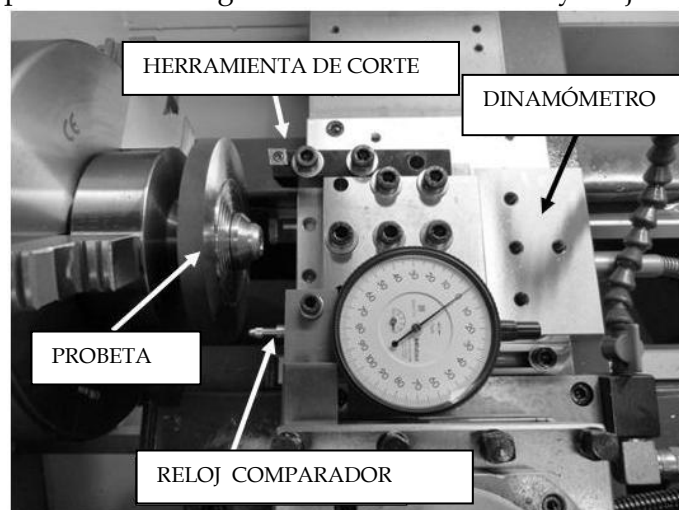


Se realizó un mecanizado previo en el formato origen (150 mm de diámetro y 20 mm de espesor). El mecanizado para obtener las probetas que finalmente se ensayaría, constaba de la realización del tallado de cuatro coronas escalonadas y concéntricas por ambas caras del disco como se muestra en la figura 10, consiguiendo obtener ocho zonas fácilmente reconocibles en las que poder ensayar ocho condiciones diferentes de corte (en cada escalón se realizaban refrentados de 0,5 mm de profundidad, por lo que la diferenciación entre coronas se mantenía tras cada ensayo). El proceso de mecanizado previo que se realizaba para obtener la diferenciación entre coronas introducía incertidumbres en las dimensiones de las coronas debidas a los desgastes de la propia herramienta utilizada para el mecanizado de cada corona y al error introducido con el cambio de herramienta cuando esta se desgastaba y era sustituida por otra (el valor teórico del primer escalón era de 0,8 mm y los consecutivos de 0,3 mm, de esta manera al mecanizar con una profundidad de pasada de 0,5 mm se obtenían 4 escalones de 0,3 mm). Para contabilizar la desviación del valor teórico de los escalones y poder posteriormente corregir los valores obtenidos se instrumentó el torno con un reloj comparador (Mitutoyo ref. 3109, con una resolución de 0,001 mm), de esta manera se conseguía realizar una medida exacta de la distancia entre escalones. En la figura 11 se puede ver el montaje del reloj comparador para medir la distancia entre los escalones mecanizados.

Como se muestra en la *Figura 31* el eje de la herramienta es montado perpendicular a la superficie a mecanizar, y en el caso de dicha figura el ángulo de posición de la herramienta es de  $0^\circ$  (el ángulo de posición es el ángulo formado entre el filo y el eje de la herramienta)

Una vez realizadas las probetas, se procedía a la medida de las tensiones residuales.

Las tensiones residuales, hacen referencia a las tensiones que existen en un elemento cuando sobre él no hay aplicadas solicitaciones externas.



*Figura 31.-Montaje realizado para verificar el mecanizado previo a los ensayos.*

Se han realizado muchos estudios que demostraron que los procesos de mecanizado de Inconel 718 que generaban tensiones residuales. Sin embargo en algunas ocasiones los efectos de las tensiones residuales pueden ser beneficiosos cuando el elemento se encuentra en servicio, es por ello que se hace necesario un conocimiento profundo de este fenómeno (magnitudes, sentido, distribuciones...)

En este trabajo se determinaron las tensiones residuales en la superficie del material mecanizado mediante el método de difracción de rayos X (las mediciones fueron realizadas por IDEKO, un centro tecnológico externo).

El método de difracción de rayos X se basa en medir mediante un difractómetro los cambios en los espacios interatómicos resultantes en la estructura cristalina del material cuando este es sometido a deformaciones elásticas. Las variaciones en los espacios interatómicos se toman como referencia para calcular la deformación elástica sufrida por el material, y de esta forma conociendo las constantes elásticas del material y considerando tensiones proporcionales a las deformaciones es posible obtener el valor de las tensiones residuales.

La difracción de rayos X es el método más aceptado para la medida no destructiva de deformaciones residuales (y en consecuencia de tensiones residuales). Las tensiones residuales medidas corresponden a la tensión media aritmética en un volumen de material definido por el área irradiada, esta área irradiada puede variar dependiendo de la geometría del haz. La profundidad a la que penetran los rayos X dependen de la longitud de onda de la radiación incidente, el material y el ángulo de incidencia.

La medición de las tensiones fue realizada en dos direcciones, la dirección circunferencial correspondiente a la dirección del movimiento de corte ( $0^\circ$ ) y la dirección radial correspondiente a la dirección del movimiento de avance ( $90^\circ$ ).

La colocación de la probeta y la disposición de los ejes de medida se muestran en la *Figura 32*.

### 2.4.2. Resultados de las medidas de las tensiones residuales.

Las tensiones residuales debidas al mecanizado son una de las magnitudes más representativas del daño producido por el dicho proceso. Especialmente pueden dar lugar a fallos en servicio cuando son positivas (tensiones de tracción) favoreciendo el inicio de las fisuras y correspondiente rotura por fatiga.

Se considera que las tensiones observadas en la superficie mecanizada con la herramienta nueva son las tensiones mínimas del proceso y por tanto los valores óptimos que se emplean como referencia.

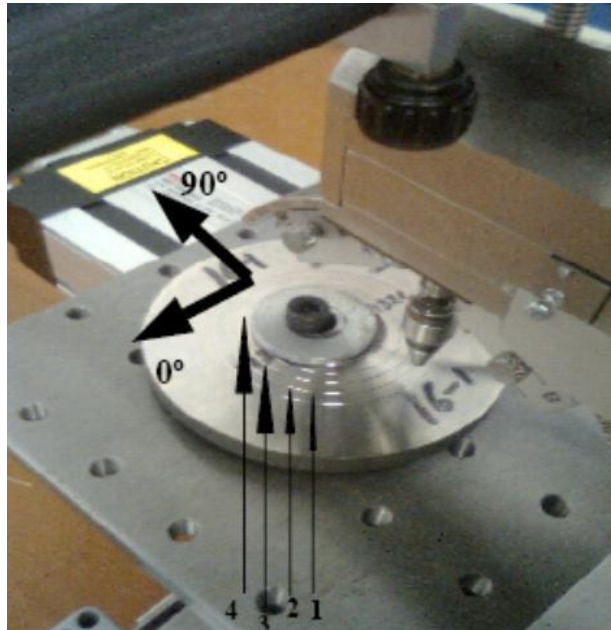


Figura 32.-Colocación de las probetas para realizar la medida de tensiones residuales.

Los valores de las tensiones residuales y sus incertidumbres han quedado recogido en las figuras: *Figura 33, Figura 34, Figura 35, Figura 36*. En ellas se puede apreciar que las incertidumbres de las medidas pueden llegar a significar hasta un 15% del valor nominal de las mismas (este es un dato que no conviene olvidar a la hora de considerar la información presentada).

A continuación se analizarán las tensiones residuales por separado en función de la dirección de las mismas (en la dirección del movimiento de avance 90° y en la dirección del movimiento de corte 0°).

#### Tensiones residuales superficiales correspondientes a la dirección del movimiento de avance (90°):

- *Herramienta nueva:* se observan valores generalmente positivos pero reducidos (hasta aproximadamente 200MPa para herramientas con ángulo de posición 0° y hasta unos 300MPa para herramientas con ángulo de posición 45°). En general, las diferencias entre los resultados para mecanizado con taladrina o en seco no son muy significativas.

- *Herramienta a fin de vida:* se produce una reducción en el valor de las tensiones (llegando a presentar incluso valores negativos no muy elevados), por lo tanto el desgaste de la herramienta no tiene un efecto sobre las tensiones en la dirección del avance que en principio supongan posibles fallos en servicio del componente.

Tensiones residuales superficiales correspondientes a la dirección del movimiento de corte (0°):

- *Herramienta nueva:* las tensiones residuales encontradas en la superficie son del tipo tracción encontrándose entre los valores de 600 y 800MPa para las cuatro herramientas consideradas. En general, las diferencias entre los resultados para mecanizado con taladrina o en seco no son muy significativas.
- *Herramienta a fin de vida:* para las dos herramientas con afilado F1 y ángulo de posición de 0° (T1 y T2) no se observan cambios significativos en el nivel de tensiones residuales con respecto a lo que ocurría cuando estaban nuevas. Para la herramienta con afilado F2 (T3) el desgaste da lugar a un incremento en las tensiones residuales en la superficie mecanizada siendo mayor en los mecanizados en seco. Los incrementos de tensión entre la herramienta a fin de vida y nueva para la herramienta T3 son del en torno al 32% para el mecanizado con taladrina y del 56% para el mecanizado en seco pasando de unos valores de 600MPa para herramienta nueva a entre 800 y 1000MPa para herramienta a fin de vida. El incremento de tensiones a fin de vida es más acusado para la herramienta T4 (afilado F1 y ángulo de posición 45°) que alcanza tensiones superiores a 1300MPa, nuevamente el incremento de tensiones con el desgaste es mayor si se mecaniza sin taladrina (incremento del 57% para las condiciones de  $V_c=50\text{m/min}$  en seco).

En base a estos resultados se concluye que especialmente para la herramienta T4 (la que mayor duración presentó en los ensayos de desgaste) es necesario controlar el daño debido al mecanizado para garantizar niveles de tensiones residuales aceptables. Para aplicaciones de elevada responsabilidad el nivel de daño podría forzar sustituir a la herramienta aun cuando su nivel de desgaste no fuera muy elevado.

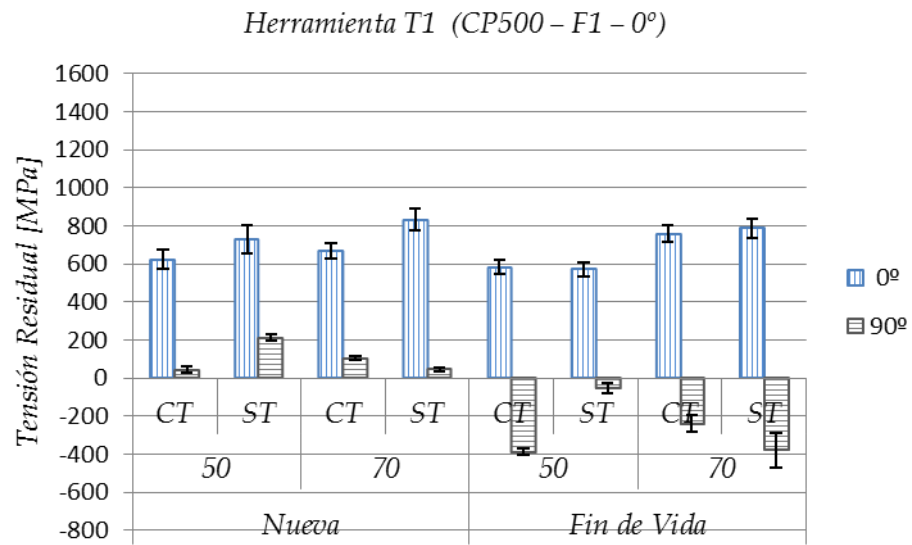


Figura 33.-Tensiones residuales superficiales debidas al mecanizado usando la herramienta T1 (CP500-F1-0°).

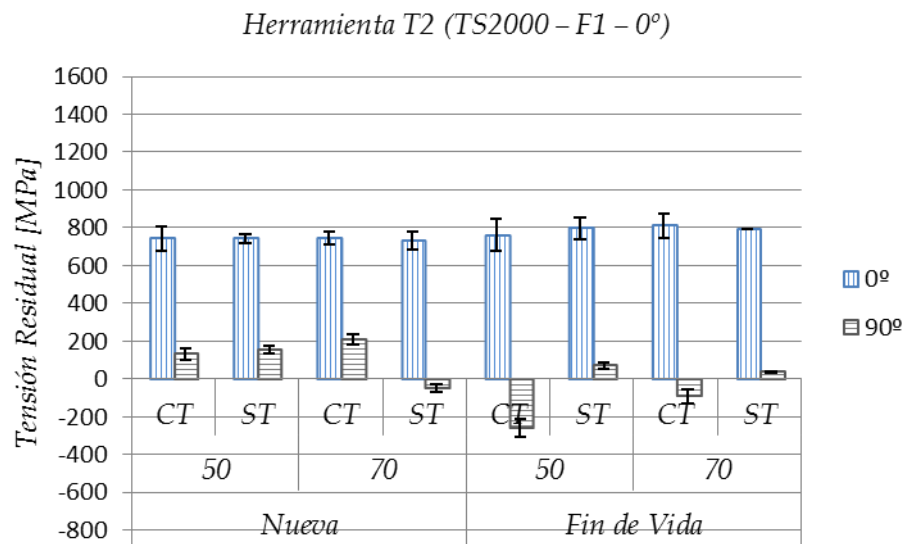


Figura 34.-Tensiones residuales superficiales debidas al mecanizado usando la herramienta T2 (TS2000-F1-0°).

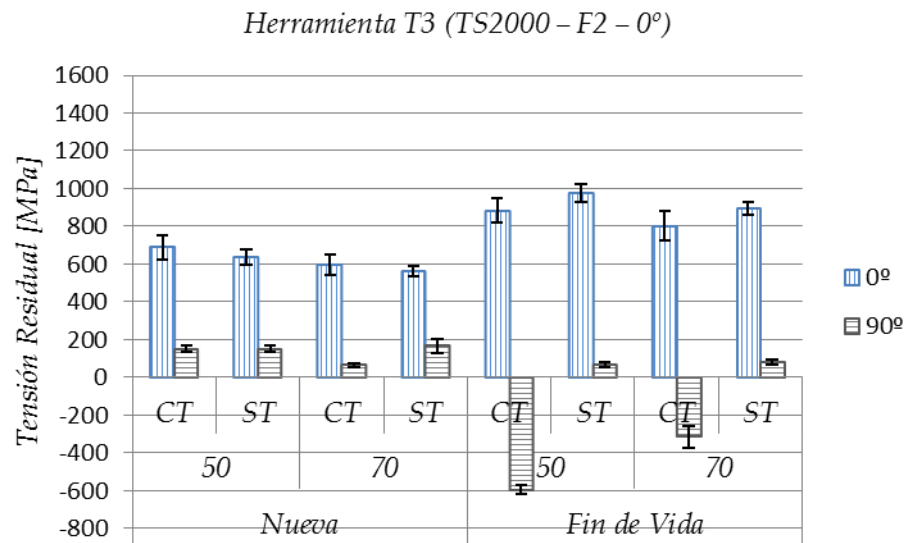


Figura 35.-Tensiones residuales superficiales debidas al mecanizado usando la herramienta T3 (TS2000-F2-0°).

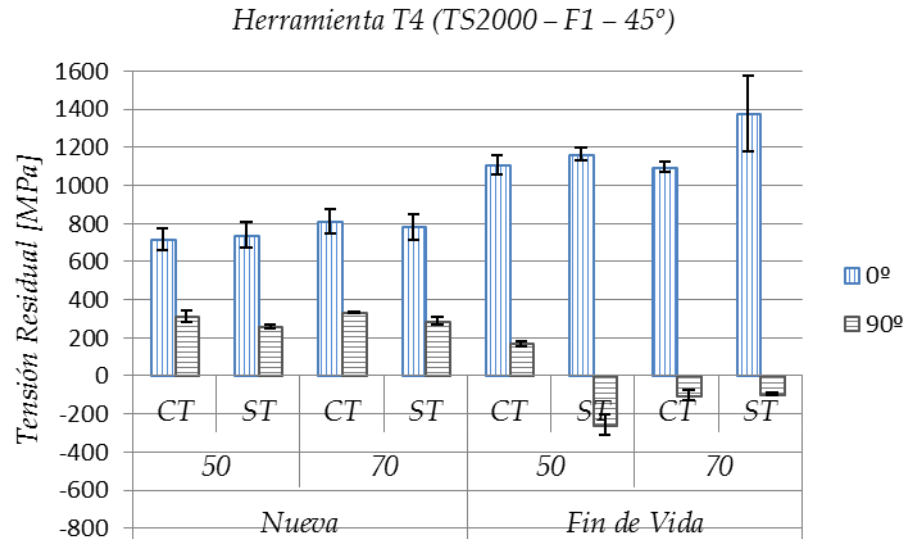


Figura 36.-Tensiones residuales superficiales debidas al mecanizado usando la herramienta T4 (TS2000-F1-45°).

## 2.5. Conclusiones del capítulo.

En este capítulo se han expuesto los diferentes ensayos realizados para una mayor comprensión del mecanizado del Inconel 718.

Se analizaron los diferentes desgastes de herramienta en operaciones de torneado de acabado. Los ensayos fueron realizados en seco y utilizando taladrina. Los valores de la vida de las herramientas fueron inferiores en condiciones de seco, y la rugosidad de la pieza se incrementó ligeramente. Se ensayaron herramientas comerciales, quedando demostrada la viabilidad de realizar mecanizados tanto con taladrina como en seco con la herramienta del material de corte TS2000, afilado F1, ángulo de posición del filo 45° (herramienta T4).

Se observaron diferentes tipos de desgaste acoplados, siendo especialmente significativos el astillado del filo y el de entalla debido al alto grado de endurecimiento por deformación plástica del Inconel 718. El deterioro del filo por astillamiento daba lugar a la adhesión de material sobre la superficie de desprendimiento de la herramienta (recrecimiento de filo). En general, el desgaste de flanco también crecía rápidamente, pero en muchos casos no alcanzaba valores elevados debido a las reducidas duraciones de la herramienta.

Se detectó una gran influencia del ángulo de posición del filo principal en la evolución de los distintos tipos de desgastes: incrementando el valor del ángulo de posición se disminuye la agresividad de las condiciones para la herramienta. A modo de resumen se indican a continuación los principales desgastes encontrados con las diferentes herramientas durante el mecanizado del Inconel 718:

- *Herramienta T1 (calidad CP500, F1,  $\kappa_r$  0)*: El material de corte CP500 se probó con un afilado muy agudo (F1) y ángulo de posición del filo principal 0°. Se observó la aparición y rápida evolución de los desgastes de astillado de filo y entalla. El debilitamiento del filo ocasionado por la entalla provocó la rotura catastrófica de la herramienta resultando vidas de filo inferiores a los 5 minutos. También se observó recrecimiento de filo asociado al deterioro de la herramienta debido al astillado. Esta herramienta no demostró ser apropiada para el mecanizado de Inconel 718 en las condiciones ensayadas.

- *Herramienta T2 (calidad TS2000, F1,  $\kappa_r$  0):* El material de corte TS2000 presenta una mayor dureza que el CP500 y para la misma geometría (F1 y ángulo 0°) se observaron los mismos tipos de desgaste, pero con una evolución ligeramente más lenta. Además, en el torneado en seco también se hacía patente el desgaste de flanco, que fue el tipo de desgaste dominante en el ensayo a 50m/min en seco. Para la velocidad de corte 50m/min se obtuvieron vidas de filo de 9 minutos en mecanizado en seco y de 15 minutos con taladrina. Para la velocidad de 70m/min se produjo un rápido deterioro del filo por astillado que provocó la rotura catastrófica de la herramienta para tiempos de corte de 5 minutos o inferiores.
- *Herramienta T3 (calidad TS2000, F2,  $\kappa_r$  0):* El afilado F2 presenta una faceta negativa y por tanto es más robusto que el F1. Esta característica redujo el astillado del filo, pero incrementó la tendencia a la formación de entallas, que fueron el tipo de desgaste dominante en todas las condiciones ensayadas. Las vidas de filo fueron inferiores a 10 minutos en todos los casos.
- *Herramienta T4 (calidad TS2000, F1,  $\kappa_r$  45):* El incremento del ángulo del filo principal fue especialmente positivo para la velocidad de corte 50m/min, reduciendo drásticamente el astillado del filo, la formación de entallas y el desgaste de flanco. En estas condiciones el tipo de desgaste dominante fue el desgaste de flanco y se alcanzaron duraciones de filo de 30 minutos con taladrina y de 22 minutos en seco. Para la velocidad de corte 70m/min el desgaste de astillado siguió siendo muy rápido dando lugar a vidas de filo de unos 5 minutos.

En cuanto a las fuerzas de mecanizado correspondientes a los ensayos con *herramienta nueva*:

- La influencia del uso o no de taladrina en el valor de las fuerzas de mecanizado fue despreciable.
- Las fuerzas de mecanizado disminuyeron al aumentar la velocidad de corte.



- En los ensayos con afilado F2 (filo con faceta negativa) las componentes de la fuerza en la dirección de los movimientos de avance y penetración se incrementaron respecto al afilado F1 entre un 10 y un 25%.
- En los ensayos con ángulo de posición del filo principal  $45^\circ$  aumentó significativamente el valor de la fuerza de avance (entre un 70 y un 120% dependiendo de las condiciones ensayadas).

Respecto a las fuerzas de mecanizado correspondientes a los ensayos con *herramienta a fin de vida*:

- En general todas las componentes de la fuerza de mecanizado fueron mayores para las herramientas a fin de vida que para la correspondiente herramienta nueva. Los incrementos fueron ligeramente superiores para las herramientas ensayadas con taladrina que para las ensayadas en seco. En concreto los incrementos de  $F_c$  fueron entre un 40% y un 115% para ensayos con taladrina y entre un 40% y un 110% para ensayos en condiciones de seco. Respecto a la fuerza  $F_a$  y  $F_p$  incremento fue notablemente mayor, entre un 40% y un 400% con taladrina y entre un 20% y un 360% en condiciones de seco.

También se analizaron las tensiones residuales y la rugosidad de la superficie mecanizada, variables relacionadas con la integridad superficial. Se obtuvieron las siguientes conclusiones:

- En general se encontraron rugosidades algo menores para los ensayos realizados con taladrina. Los valores iniciales de  $R_a$  encontrados en los ensayos realizados con taladrina eran en torno a  $0,5\mu\text{m}$ , frente a los valores de  $R_a$  en torno a  $1\mu\text{m}$  para los ensayos realizados en seco.
- El incremento de la rugosidad superficial debido al desgaste de la herramienta no fue muy significativo, obteniéndose rugosidades de buena calidad ( $R_a$  máximos de  $1,5\mu\text{m}$ ) incluso con herramientas con desgaste cercano al fin de vida.

- Las tensiones residuales superficiales correspondientes a la dirección del movimiento de avance presentan valores reducidos para los mecanizados con herramienta nueva, que disminuyen al emplear herramienta desgastada. Por lo tanto, el desgaste de la herramienta no tiene un efecto sobre las tensiones en la dirección del avance que en principio supongan posibles fallos en servicio del componente.
- Las tensiones residuales superficiales correspondientes a la dirección del movimiento de corte son de tracción, con valores entre 600 y 800MPa, para los mecanizados con las cuatro herramientas consideradas sin desgaste. En general, las diferencias entre los resultados para mecanizado con taladrina o en seco no son muy significativas. El desgaste de la herramienta incrementa el nivel de estas tensiones residuales principalmente para la herramienta con afilado F1 y ángulo de posición  $45^\circ$  (herramienta T4) y en menor medida para la herramienta con afilado F2 (herramienta T3). El incremento de las tensiones residuales es mayor en los mecanizados en seco.
- Por tanto, especialmente para la herramienta T4 (la que mayor duración presentó en los ensayos de desgaste) es necesario controlar el daño debido al mecanizado para garantizar niveles de tensiones residuales aceptables. Para aplicaciones de elevada responsabilidad el nivel de daño podría forzar la sustitución de la herramienta aun cuando su nivel de desgaste no fuera muy elevado.

Al evidenciar la fuerte influencia del ángulo de posición en la aparición de entallas en la herramienta se hace necesario un mejor estudio de las variables termomecánicas involucradas en el proceso de corte con la finalidad de identificar la influencia de la orientación del filo principal de la herramienta en las mismas. Debido al coste y a la falta de medios tecnológicamente avanzados como para realizar un análisis experimental de las variables termomecánicas de relevancia en los procesos de corte, se optó por el desarrollo de un modelo numérico que sería validado por medio de las fuerzas de mecanizado. Para la validación del modelo numérico se realizaron mediciones de las fuerzas de mecanizado, tanto para las condiciones ensayadas para el estudio de la evolución del desgaste como para altas velocidades (100 – 200 – 400m/min).

Estos resultados originaron una publicación en revista la revista Wear. [53].

---

### **3. CAPÍTULO III. MODELIZACIÓN NUMÉRICA**

#### **3.1.Introducción**

El trabajo de modelización numérica, basado en el método de los elementos finitos, ha tenido como objetivo el desarrollo de modelos que permitan obtener magnitudes de difícil medida relacionadas con el desgaste de las herramientas con afilado más agudo (F1) ensayadas.

Los modelos numéricos basados en el método de los elementos finitos se han utilizado ampliamente para mejorar el conocimiento de los procesos de mecanizado. Dentro de los modelos de elementos finitos, habría que realizar una distinción entre los modelos numéricos de elementos finitos en 2 y 3 dimensiones. Los procesos reales tienen lugar en espacios tridimensionales que no siempre pueden ser simplificados como procesos en 2D. Este es un hecho muy a tener en cuenta, ya que al intentar simplificar un proceso real a un modelo 2D se pueden incurrir en errores que invalidaría todo tipo de resultados. Por otro lado no todos los procesos pueden ser simplificados a modelos 2D,

por las geometrías modeladas o por los propios procesos en sí mismos. No obstante, los modelos 2D han sido y son ampliamente usados debido principalmente a dos factores, el tiempo de cálculo requerido es mucho menor que el modelo en 3D equivalente y el tamaño de elemento con el que se puede trabajar es igualmente menor. Emplear mallados suficientemente densos es esencial para permitir la convergencia de los modelos y para obtener resultados fiables. Para la simulación de procesos de mecanizado análogos, el tiempo de cálculo puede pasar de unas horas para simulaciones de modelos 2D, a días, incluso meses, para la simulación de modelos en 3D.

Los modelos numéricos bidimensionales representan adecuadamente procesos de corte ortogonal con velocidad de corte constante a lo largo de todo el filo y relación profundidad/avance suficiente (se suele considerar que mayor o igual a 12). Además, los resultados aportan información de gran interés para su aplicación a la optimización de procesos de mecanizado industriales con geometrías de corte más complejas. No obstante las evidentes limitaciones de los modelos bidimensionales hacen que no sean aplicables al estudio de determinados fenómenos de interés en esta Tesis. En concreto, los modelos bidimensionales no son adecuados para analizar la evolución del desgaste de entalla ni para determinar las tensiones residuales en la superficie mecanizada correspondiente a la zona de la punta de la herramienta, tampoco se podrían tener en cuenta diferentes ángulo de posición del filo principal (hecho este de gran importancia en el presente estudio).

La mejora de la capacidad de cálculo de los ordenadores ha llevado al desarrollo más reciente de modelos tridimensionales que permiten simular el mecanizado con mayor realismo. En concreto, la utilización de este tipo de modelos es imprescindible para simular el detalle de la geometría de herramienta y el corte oblicuo que se produce habitualmente en los procesos industriales. El principal problema de los modelos numéricos de elementos finitos 3D es el elevado coste computacional, especialmente cuando es preciso utilizar tamaños de elemento muy pequeños, por ejemplo para evaluar parámetros relacionados con el estado superficial de la pieza mecanizada.

Los ensayos de desgaste descritos en el capítulo 2 mostraron importantes incrementos de vida en la herramienta al emplear un ángulo de posición del filo principal de 45° con respecto a lo que ocurría al emplear ángulos de posición de 0°. Esto era principalmente debido a que cuando se incrementa el ángulo de orientación del filo principal se reduce

significativamente la aparición de desgaste de entalla y en menor medida el desgaste de astillado y de flanco.

En el segundo apartado de este capítulo se desarrollará el estado del arte de lo que supone la aplicación de los modelos numéricos al estudio de los procesos de mecanizado, incidiendo especialmente en los modelos numéricos tridimensionales de mecanizado de Inconel 718.

En el tercer apartado se expondrán los aspectos más importantes que caracterizan al código comercial de elementos finitos empleado en la modelización del proceso de mecanizado del Inconel 718 en esta Tesis: DEFORM3DTMv.6.1. También se explicarán los pasos seguidos para el desarrollo del modelo de elementos finitos. Se definirán las geometrías tanto de la herramienta como de la pieza, posteriormente se procederá a la caracterización del material. Una vez definidas las geometrías y los materiales, se realizará el mallado de pieza y herramienta junto con la definición de las condiciones de contorno.

En el cuarto apartado se validará el modelo realizado mediante las fuerzas obtenidas en los ensayos correspondientes a las condiciones simuladas.

En el quinto apartado se realizará un análisis de las principales variables que podrían influir en los mecanismos de desgaste de las herramientas utilizadas durante el torneado de Inconel 718 para los dos ángulos de posición estudiados, 0° y 45°.

Finalmente en el sexto apartado se resumirán los puntos a destacar del modelo desarrollado, principales puntos de interés, limitaciones y posibles mejoras, así como los resultados más relevantes obtenidos.

### **3.2.Estado del arte: modelización numérica de los procesos de mecanizado.**

Distintos autores se han centrado en la simulación del mecanizado de Inconel 718.

El uso de modelos numéricos para el análisis de determinados desgastes de herramienta requiere del desarrollo de los mismos en 3D, para de esta manera poder

reproducir geometrías complejas de herramienta. Las simulaciones han demostrado ser muy útiles para mejorar el conocimiento sobre los mecanismos de desgaste y estados superficiales, dando información acerca de variables de difícil medida durante el mecanizado.

Se han venido realizando modelos numéricos con la finalidad de analizar factores que afectan a la evolución del daño durante el mecanizado.

Históricamente se han desarrollado modelos numéricos de elementos finitos en 2D capaces de predecir cuantitativamente como sería la geometría de una herramienta de carburo de wolframio a medida que se desgastaba durante el mecanizando de una superaleación base níquel. Gracias a la mayor “agilidad” de los modelos numéricos en 2D se ha podido cuantificar la influencia de diferentes modelos de desgaste y fricción en la progresión del desgaste en la herramienta, demostrándose que los modelos de fricción tenían más influencia sobre cómo se desgastaba la herramienta que los diferentes modelos de daño [54].

Los modelos tridimensionales de mecanizado han sido comúnmente desarrollados usando códigos comerciales de elementos finitos como el DEFORM 3D.

Los modelos numéricos de elementos finitos 3D también han sido capaces de predecir con cierto realismo la morfología de la viruta. En 2006 se presentó un modelo de elementos finitos en 3D de un mecanizado en el que se formaba viruta serrada. Para obtener viruta serrada se emplearon dos métodos diferentes, el primer método se basaba en la localización de las bandas de cortadura por medio de ablandamiento térmico del material y el por medio de la iniciación, el segundo método consistía en la propagación de fisuras [55]. Posteriormente se desarrollaron modelos en 2D y 3D con diferentes códigos de elementos finitos con la finalidad de simular la formación de viruta en corte ortogonal de Inconel 718, desprendiendo una buena correlación con los valores experimentales [56]. Con anterioridad otros autores empleando el código de elementos finitos comercial ABAQUS/Explicit simulaban el torneado de Inconel 718, implementando la caracterización del material a altas temperaturas y velocidades de deformación. Se encontraron que las fuerzas de corte predichas por el modelo se ajustaban bien con los resultados experimentales obtenidos. Sin embargo las simulaciones eran incapaces de predecir la morfología de la viruta debido a la carencia



de una subrutina apropiada para definir el comienzo y la propagación de una banda de cortadura hasta la fractura a lo largo del plano de cortadura [57].

Se han empleado modelos de elementos finitos 3D para predecir la formación de viruta, las fuerzas de corte, las temperaturas y el desgaste de herramienta durante el torneado de Ti-6Al-4V, demostrándose las ventajas de las herramientas con recubrimientos multicapa por medio de la distribución de temperaturas y los contornos de herramienta desgastada [58].

También se han implementado modelos analíticos capaces de tener en cuenta los fenómenos de difusión basándose en la predicción del desgaste de herramienta obtenida de un modelo en 3D (en el modelo numérico se incluyó un modelo aproximado de transferencia de calor herramienta-viruta, el modelo numérico presentaba una buena correlación con los resultados experimentales obtenidos en procesos de torneado de AISI 1045 con herramientas de WC sin recubrimiento) [59].

Otra aplicación directa de los modelos numéricos en 3D, es para la predicción de las tensiones residuales generadas en elementos mecanizados. Se desarrollaron modelos en 3D de elementos finitos para la predicción de tensiones residuales generadas debido al mecanizado para las aleaciones Ti-6Al-4V y In100 observándose la influencia del radio de filo en las tensiones residuales. En concreto, se determinó que las tensiones residuales eran más comprensivas con radios de afilado mayores [60].

Los modelos numéricos en 3D también han sido empleados para la predicción del tamaño de grano y la dureza alcanzada en la superficie mecanizada por torneado de la aleación AA7075-T651. En dicho estudio se empleó un modelo numérico en 3D con la finalidad de poder observar el efecto del radio de punta de la herramienta sobre la integridad superficial. Se utilizaron los parámetros de Zener-Hollomon para relacionar las condiciones de deformación con el tamaño de grano recrystalizado, y relacionaron el mismo con la dureza superficial mediante las ecuaciones de Hall-Petch. Los cambios micro-estructurales obtenidos mediante los modelos numéricos presentaron una buena correlación con los resultados experimentales [61].

Además de los modelos de elementos finitos, se han empleado otros tipos de modelos numéricos para la modelización de procesos de mecanizado. Se han realizado simulaciones de procesos como el conformado y el mecanizado de materiales en los

cuales se producen grandes deformaciones usando en 3D el método CNEM “*constrained natural element method*”, el CNEM pese a pertenecer al grupo de métodos en los cuales no se utilizan mallas está muy cerca de los mismos [62]. En 2012, se presentó un modelo 3D basado en el método de las diferencias finitas para predecir los campos de temperatura durante el mecanizado con corte oblicuo. En general, las simulaciones de modelos de diferencias finitas requieren tiempos de cálculo mucho menores que las de modelos de elementos finitos. Con el modelo desarrollado, se simularon los campos de temperatura en 3D para corte ortogonal en tiempos de simulación del orden de minutos, comparado con los tiempos de simulación de horas y días de los elementos finitos [63].

### **3.3. Definición del modelo numérico.**

#### **3.3.1. El Código Numérico.**

El uso de la modelización por medio de elementos finitos (FEM) de procesos de mecanizado se ha extendido rápidamente. Como se ha indicado, los modelos numéricos permiten determinar magnitudes difíciles de medir experimentalmente como los flujos de calor y material en la zona de corte, o la distribución de tensiones residuales en la superficie mecanizada. Por otra parte, el constante incremento de la capacidad de cálculo de los equipos informáticos ha permitido desarrollar modelos de mayor complejidad y reducir los tiempos de simulación, aumentando el interés de este tipo de herramientas.

En la actualidad existen una gran cantidad de códigos numéricos generalistas que se utilizan en la modelización de diferentes procesos industriales. Así mismo, existen códigos específicos para la modelización de procesos como el mecanizado. Este es el caso del código de elementos finitos, DEFORM3D, utilizado para la realización de esta Tesis.

Como principal ventaja de los códigos de elementos finitos generalistas destaca un mayor control sobre el modelo desarrollado. Los códigos generalistas no son tan rígidos como los específicos, pudiéndose variar factores que un código específico no son ni siquiera “visibles”. Como principal desventaja de los códigos generalista destaca que al poseer tanta variedad de opciones pueden llevar más fácilmente a un error. En

los códigos específicos suele existir un proceso guiado en el que el usuario sólo tiene que ir introduciendo variables físicas del proceso a medida que define el modelo.

DEFORM3D es un código basado en elementos finitos de formulación Lagrangiana y remallado automático, diseñado para analizar procesos de conformado y tratamientos térmicos mediante modelos tridimensionales. Al simular estos procesos de fabricación mediante ordenador, esta herramienta permite a los diseñadores reducir el coste y tiempo de ensayos y prevenir errores en el rediseño de herramientas y procesos.

En esta Tesis se ha empleado la versión 6.1. Los requisitos computacionales del DEFORM3DTMv.6.1 no son muy altos. Puede ser instalado tanto en sistemas operativos Windows 2000, XP como en Linux y requiere un mínimo de 2GB de RAM.

Para la definición del modelo dispone de un pre-procesador en el que existen 8 módulos, destacando por su papel en el presente estudio el módulo *Machining*. Este módulo permite al usuario crear un modelo de mecanizado de una manera interactiva, mediante un proceso guiado en el cual se le pide al usuario parámetros de corte, geometrías de herramienta y pieza, materiales, leyes de fricción, leyes de desgaste, condiciones de contorno, etc.

El pre-procesador también incluye el módulo general denominado DEFORM-3D Pre, dotado de una mayor flexibilidad y versatilidad, que está destinado a usuarios más experimentados.

En el procesador (solver) se puede elegir entre: Conjugate-Gradient, Sparse, GMRES y dos métodos de iteración Direct interaction y Newton Raphson. Para el tipo de proceso que se va a simular se ha optado por utilizar el tipo Sparse con interacciones Newton Raphson, por ser la combinación que menos problemas de convergencia presenta.

En la tercera y última parte, llamada post-procesado (post-processor), se pueden visualizar y extraer los datos obtenidos mediante la simulación numérica, para su posterior análisis.

Entre las variables que se pueden obtener en el post-procesado se encuentran: las componentes de la fuerza de mecanizado, temperatura, presión normal,

deformaciones, tensiones, velocidad, desplazamiento, entre otras, que se muestran en la Figura 37.

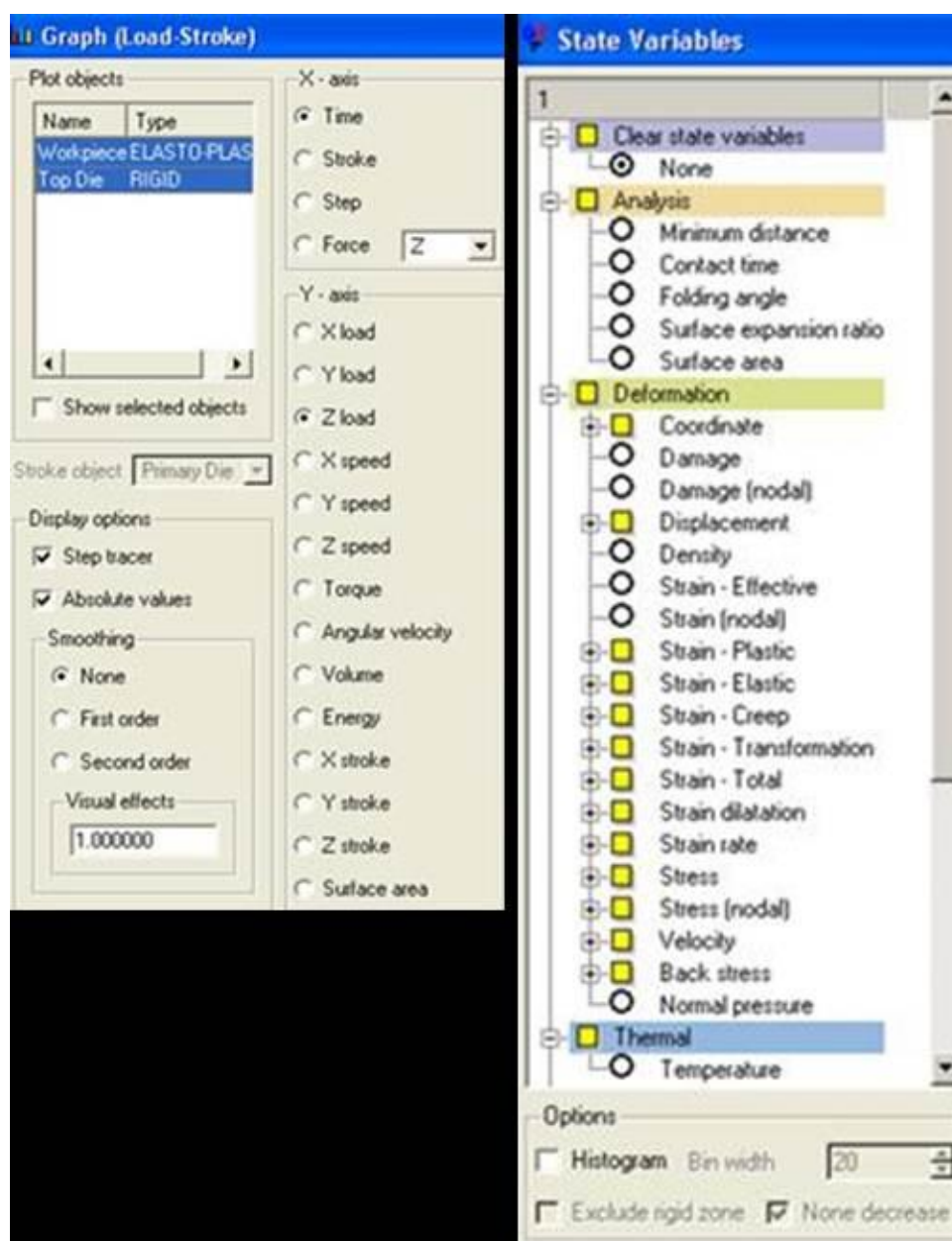


Figura 37.-Variables que se obtienen en DEFORM3D tras la simulación.

### 3.3.2. Condiciones de mecanizado modelizadas.

Como se indicó en el segundo capítulo de esta Tesis, en los ensayos de desgaste de torneado de Inconel 718, los mejores resultados se obtuvieron para la herramienta con geometría de filo F1, calidad TS2000 y ángulo de posición del filo 45°. Por otra parte, una de las principales conclusiones obtenidas fue la gran influencia del ángulo de posición del filo sobre la vida de herramienta.

Con objeto de profundizar en el conocimiento de las principales magnitudes relacionadas con el desgaste, para dicha geometría de herramienta, en esta Tesis se modelizaron las siguientes condiciones de mecanizado:

Geometría de herramienta de corte:

- Ángulo de punta  $80^\circ$ .
- Radio de punta 0,4mm.
- Ángulos de posición del filo principal:  $0^\circ$  y  $45^\circ$ .
- Geometría de filo (denominación del fabricante de herramientas F1): Radio de filo 0,025 mm, ángulo de incidencia  $7^\circ$ , ángulo de desprendimiento en la punta de la herramienta  $17^\circ$ , ángulo de desprendimiento en los filos  $16^\circ$  (geometría de filo mostrada en la *Figura 39*.

Parámetros de corte:

- Velocidades de corte: 50, 70, 100, 200 y 400m/ min.
- Avance 0,1mm/rev.
- Profundidad de pasada 0,5mm.

### 3.3.3. Geometrías.

Geometría de la pieza:

La geometría de la pieza fue definida como un bloque con las dimensiones indicadas en la *Figura 38*. La longitud de la pieza de 8 mm se corresponde con el doble de la longitud de corte simulada. Se estableció una altura de la pieza de 3 mm. Con estas dimensiones se asegura que las condiciones de contorno impuestas a la pieza no afectarán a la zona de corte.

Inicialmente, persiguiendo el objetivo de conseguir una malla lo más fina posible y con el menor número de elementos posible (con la finalidad de realizar simulaciones lo más breves posibles), se realizó un modelo en el que la geometría de la pieza a mecanizar tenía dimensiones de 4x2x1,3 mm. Esta geometría inicial fue desestimada al comprobarse que el nivel tensional de la pieza en sus bordes libres era significativo. Las repercusiones de la realización de un modelo con una geometría tan ajustada no

sólo se reflejaba en los valores que tomaban las variables estudiadas como fuerzas, temperaturas, deformaciones plásticas...sino que el nivel tensional tan alto de la pieza hacía que los tiempos por simulación aumentaran con respecto al modelo definitivo.

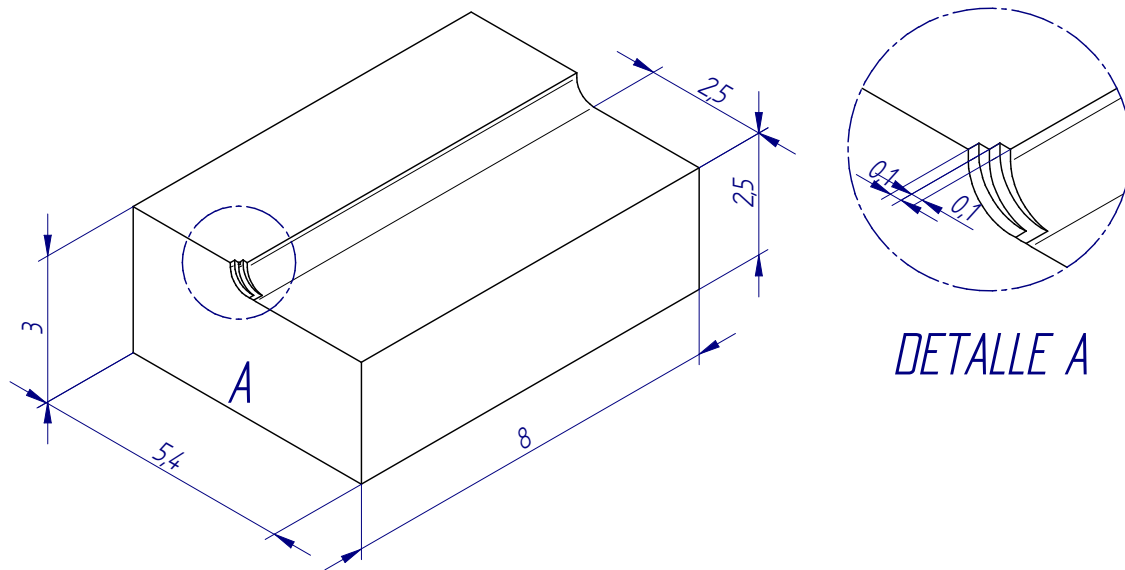


Figura 38.-Geometría simplificada de la pieza de Inconel 718 correspondiente a un ángulo de posición  $0^\circ$ .

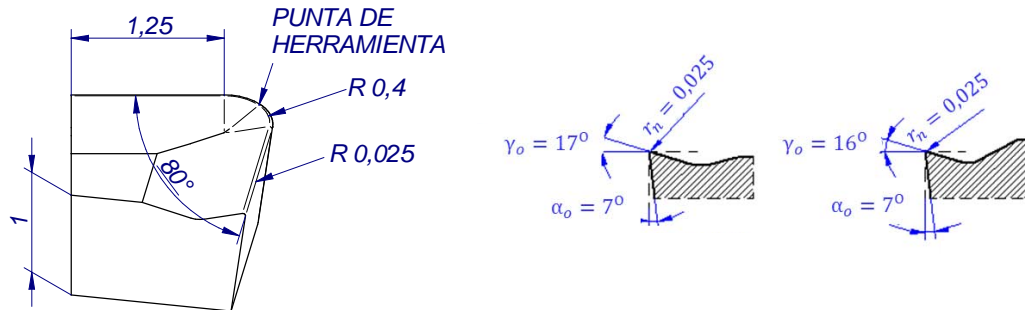
La geometría de la pieza incluye un escalón de 0,5mm correspondiente a la profundidad de pasada de los ensayos. Además, se han establecido otros 2 escalones de anchura igual al avance (0,1mm) cuya geometría se muestra en el detalle A de la Figura 38. De esta forma se deja preparada la geometría para la simulación de una segunda pasada de corte (en este trabajo únicamente se mostrarán los resultados correspondiente a la primera pasada).

Con objeto de que la sección de la viruta no deformada se corresponda con la de los ensayos de desgaste, dichos escalones se han definido con la geometría que generarían las pasadas previas del mecanizado.

#### Geometría de la herramienta:

Como se ha indicado, la geometría de herramienta empleada en los modelos se definió en base a la geometría de filo F1 que presentó un mejor comportamiento en los ensayos de desgaste. Es decir, ángulo de desprendimiento de  $17^\circ$  en la punta y  $16^\circ$  en el resto del filo, ángulo de incidencia de  $7^\circ$  y radio de filo igual a 0,025mm. La plaquita ensayada fue rómbica de  $80^\circ$  con radio de punta de 0,4mm. Por motivos de coste computacional únicamente se consideró una porción de la plaquita con las

dimensiones indicadas en la *Figura 39*. Debido a que la profundidad de pasada empleada fue 0,5mm y el avance 0,1mm/rev, las dimensiones utilizadas son suficientes.



*Figura 39.-Geometría simplificada de la herramienta.*

### 3.3.4. Materiales.

#### Material de la pieza (Inconel 718):

Las leyes de comportamiento del material mecanizado dependen del estado de entrega del mismo, es decir de los tratamientos térmicos a los que ha estado sometido, del estado tensional del mismo derivado de los procesos involucrados en su fabricación y de muchos otros factores difíciles de determinar. Incluso dentro de la misma probeta de ensayo es posible encontrar heterogeneidades que afecten a las propiedades finales del mismo. Es por ello que resulta tan difícil la elección de una ecuación característica que se ajuste con precisión el comportamiento del material ensayado.

El fabricante del material suministró los valores de límite elástico y tensión de rotura a temperatura ambiente (293 K) y a 921 K (valores mostrados en la *Tabla 2*). Con estos datos se comprobó que existía una caracterización de Inconel 718 en la librería del código Deform con propiedades mecánicas similares a las del material ensayado. En concreto, la caracterización de material denominada “*Inconel 718 machining AMTC*”, que fue la que finalmente se empleó para el modelo. La correlación entre las fuerzas predichas por el modelo y las fuerzas obtenidas experimentalmente fue mejor al emplear la caracterización indicada, que en pruebas realizadas con caracterizaciones extraídas de diferentes artículos y otras caracterizaciones de Inconel 718 disponibles en la librería de Deform.

A continuación, en la figura *Figura 40* y *Figura 41* se puede ver las curvas tensión-deformación para dos temperaturas diferentes (373K y 1073K) y diferentes velocidades de deformación:

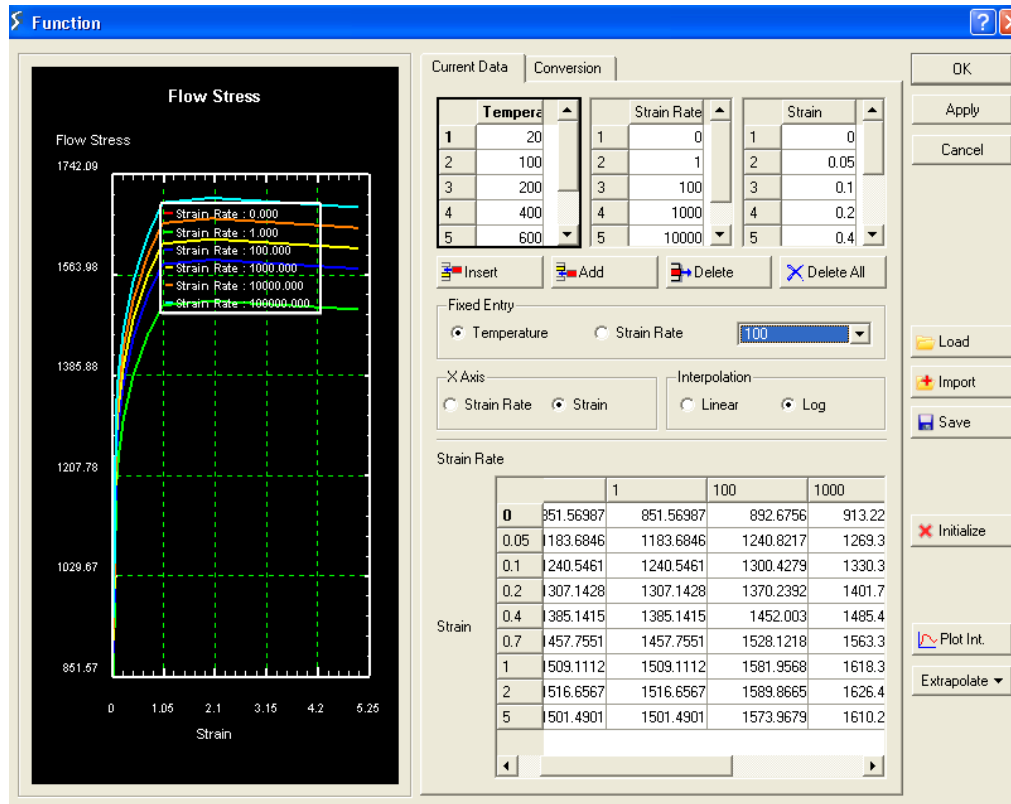


Figura 40.- Curvas tensión deformación para la temperatura de 373K y diferentes velocidades de deformación.



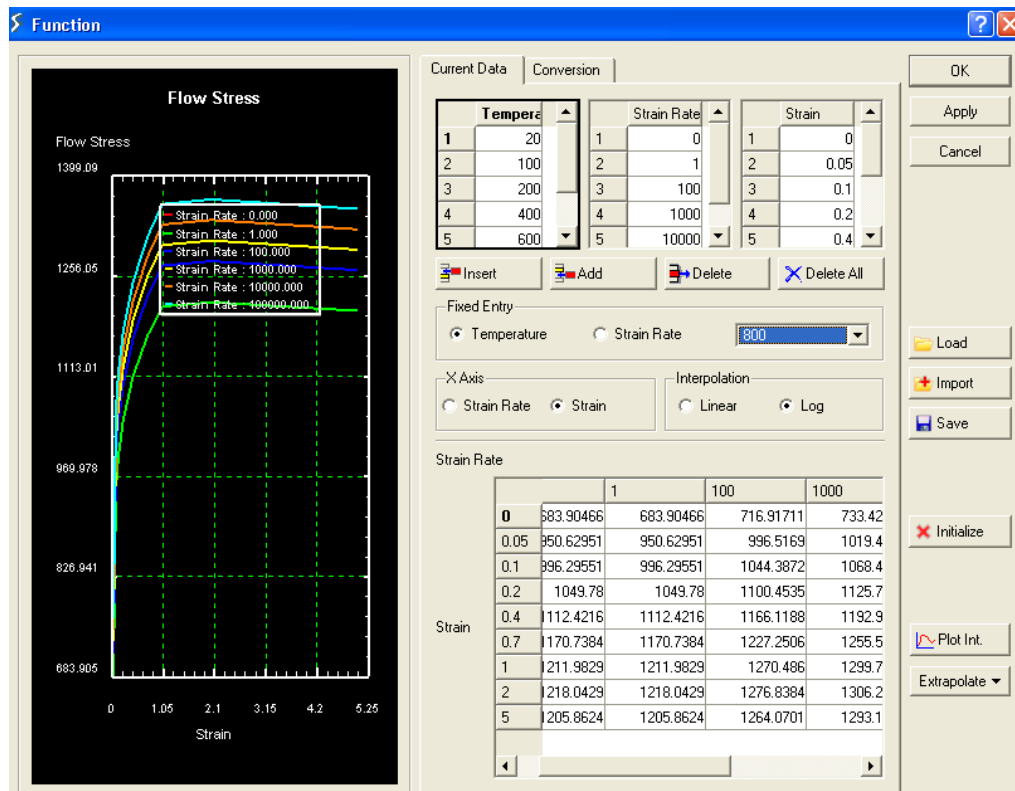


Figura 41.- Curvas tensión deformación para la temperatura de 1073K y diferentes velocidades de deformación.

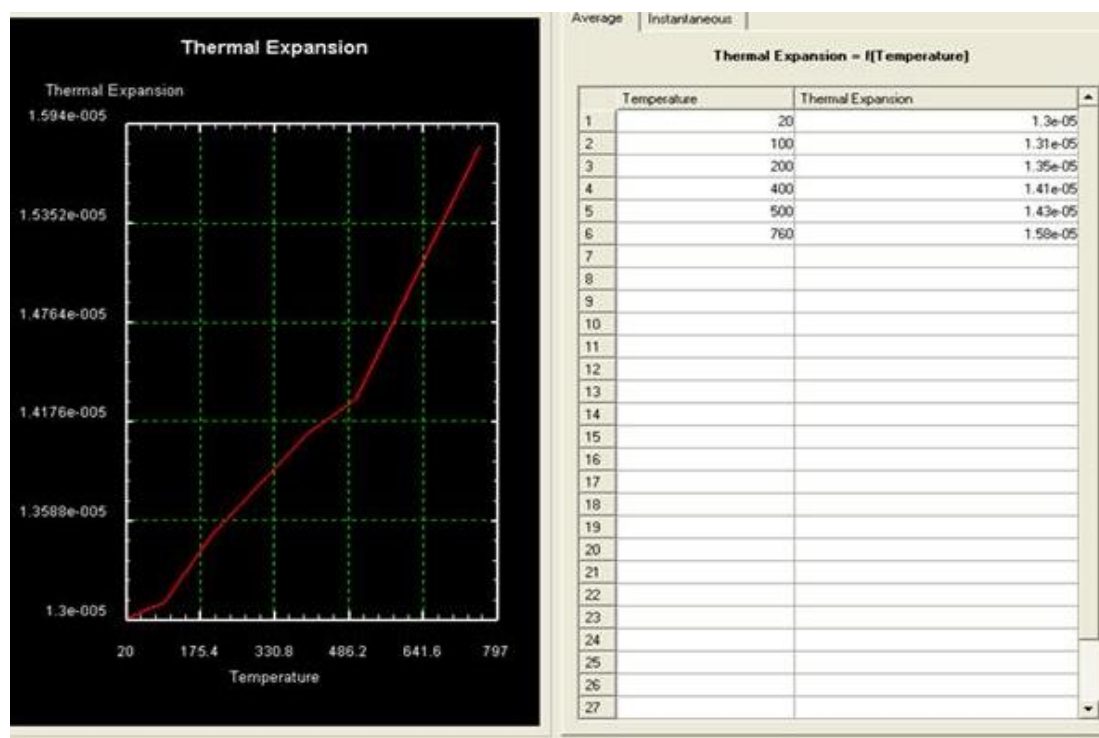


Figura 42.-Definición de la expansión térmica del Inconel 718 (mm/mm°C) en función de la temperatura (°C).

En la *Figura 42*, *Figura 43*, *Figura 44* y *Figura 45* se muestran las características termomecánicas en función de la temperatura correspondientes a la caracterización del material seleccionada. Los valores indicados en dichas figuras se corresponden con las unidades de trabajo del código Deform: mm, C°, N y s.

El valor el coeficiente de Poisson es de 0,3.

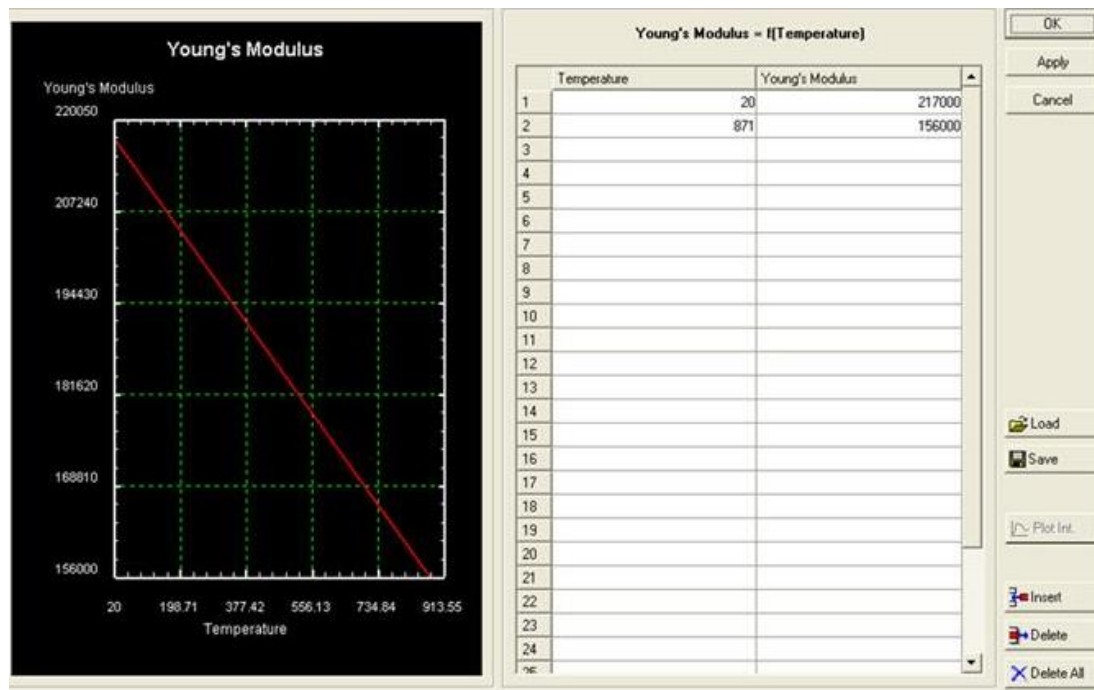


Figura 43.-Definición del módulo de Young del Inconel 718 (MPa) en función de la temperatura (°C).

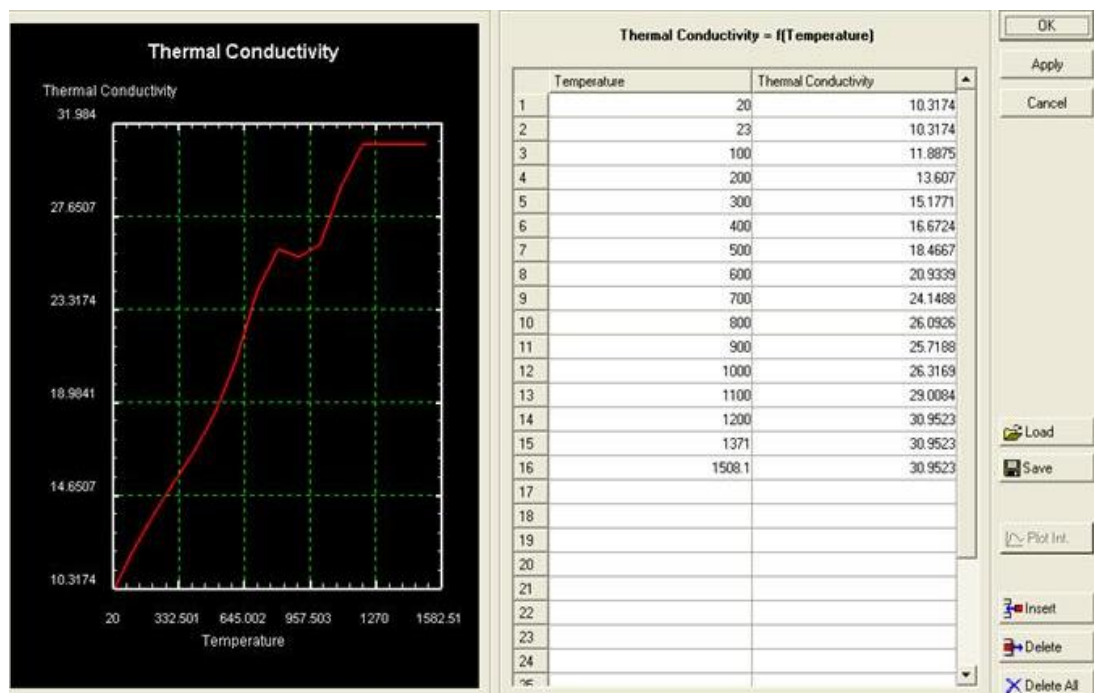


Figura 44.-Definición de la conductividad térmica del Inconel 718 (N/s/°C) en función de la temperatura (°C).

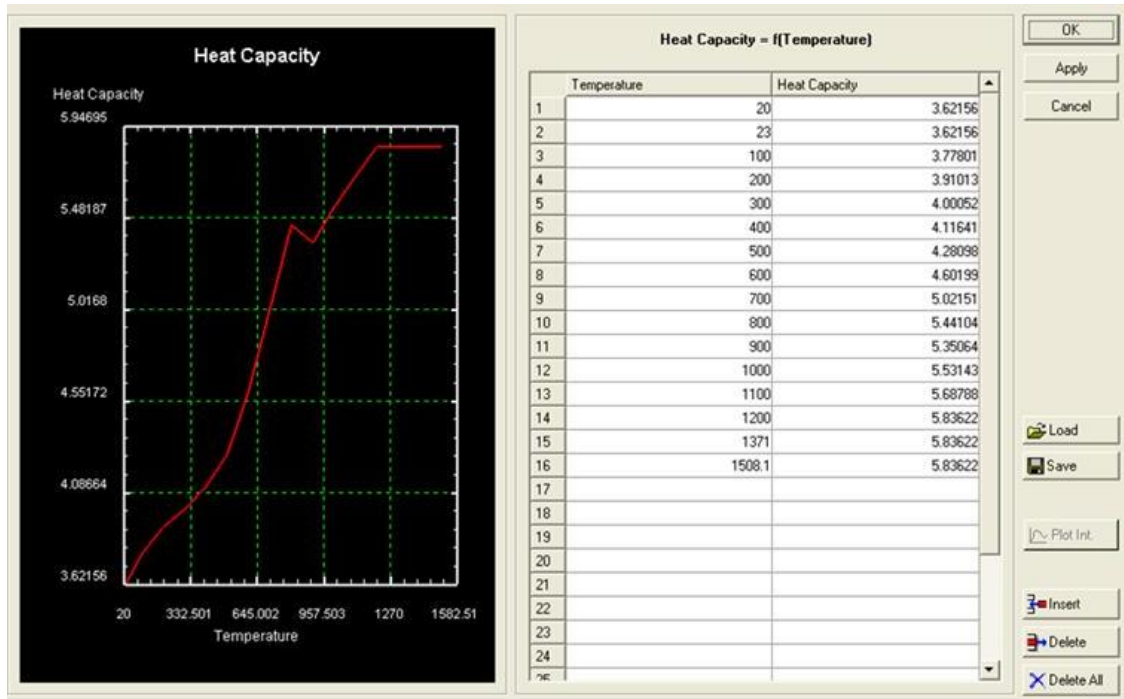


Figura 45.-Definición del calor específico (N/mm<sup>2</sup>/°C): en función de la temperatura (°C).

#### Material de la herramienta:

El material de la herramienta se modelizó empleando la caracterización disponible en la librería de materiales de Deform correspondiente a carburo de wolframio (WC). La herramienta se modelizó como sólido rígido por lo que las propiedades mecánicas del material no influyen en los resultados del modelo. Sí tienen efecto las propiedades térmicas que se muestran en la *Tabla 9*.

Tabla 9. Propiedades del material de la herramienta en el modelo.

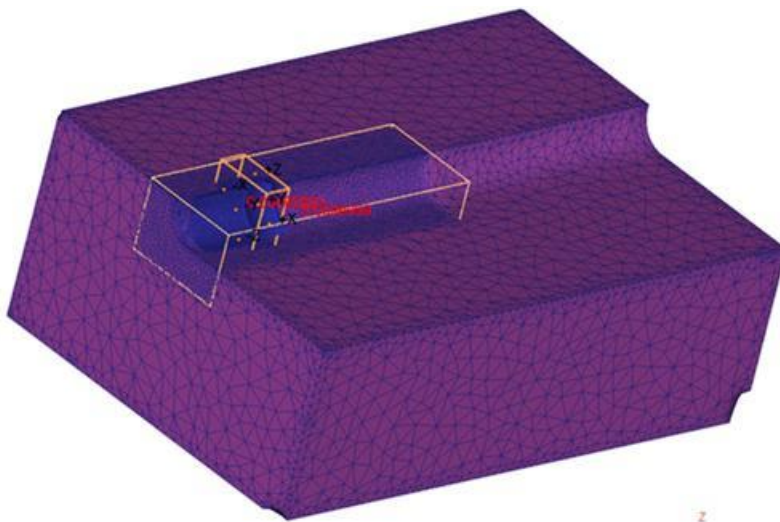
WC	Conductividad térmica [N/(s x C°)]	59
	calor específico [N/mm <sup>2</sup> /°C]	15

En los ensayos de desgaste relacionados con los modelos numéricos se emplearon herramientas de metal duro (substrato principalmente de WC) con recubrimiento multicapa TiAlN/TiN. En el modelo no se ha incluido el recubrimiento debido a que no influirá significativamente en los resultados obtenidos en las simulaciones. Por una parte, el efecto tribológico del recubrimiento (reducción del coeficiente de fricción) se establece en el modelo mediante las leyes de fricción. Además, el reparto de calor entre viruta y herramienta también se establece en el modelo mediante un coeficiente,

independientemente de que se incluya el recubrimiento de la herramienta o no. Incluir el recubrimiento sí habría afectado a la distribución de temperaturas en la superficie de la herramienta, aunque debido a que el espesor de los recubrimientos es de pocas micras, el efecto en las temperaturas estabilizadas sería poco importante. Por tanto, la caracterización del material de corte empleada es una simplificación adecuada para los objetivos del análisis numérico.

### 3.3.5. Mallado de pieza y herramienta.

Puesto que una de las limitaciones de los modelos de elementos finitos en 3D son el número de elementos y el tamaño mínimo de elemento, se tuvieron que definir diferentes densidades de malla en función del interés que tenían cada zona de la pieza y herramienta. De esta forma se evita incrementar el tiempo de cálculo y por consiguiente el tiempo en obtener resultados.



*Figura 46.-Detalle de las ventanas de mallado.*

Para conseguir la concentración de los elementos en las zonas deseadas el Deform 3D posee dos herramientas muy versátiles. Por un lado se pueden definir ventanas en las que definir el tamaño de elemento buscado (ver Figura 46) y por otro otorgar densidades de mallado proporcionales a: la curvatura de la superficie, distribuciones de temperatura, deformación y velocidad de deformación.

La pieza a mecanizar ha sido mallada utilizando elementos tetraédricos del tipo elastoplástico.

Para un mejor aprovechamiento de los elementos se optó por emplear las dos herramientas de mallado de Deform 3D combinadas: ventanas y densidad de mallado proporcional a determinadas variables. Se definieron dos ventanas, de tal forma que la densidad de malla estaba ponderada en función de si una zona estaba situada dentro de una de las ventanas definidas y del gradiente de la distribución de temperatura, deformación, velocidad de deformación y curvatura de la superficie del material en dicha zona. De esta forma se obtuvieron mallados con densidades distintas en relación con las siguientes zonas:

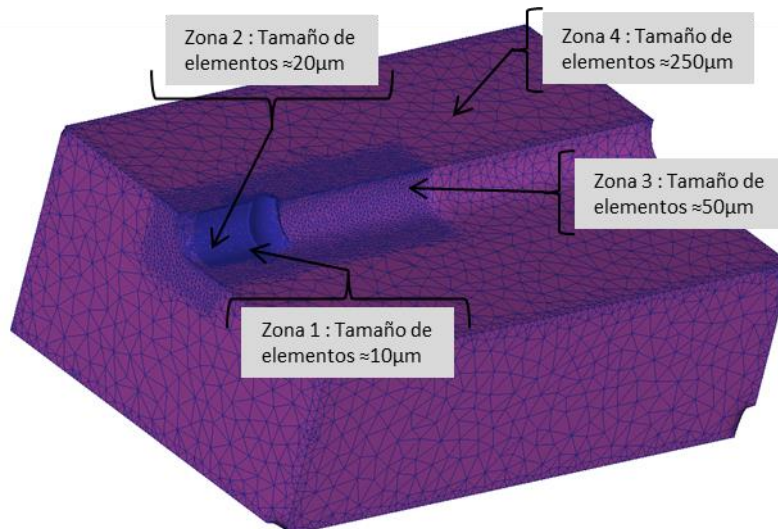
- *Zona 1*, de mallado extra-fino, donde tiene lugar la formación de la viruta (zona de cizalladura y zonas de contacto entre la herramienta y el material).
- *Zona 2*, de mallado fino, correspondiente a la nueva superficie creada después del mecanizado. Es necesario mantener un mallado suficientemente denso en esta zona para permitir realizar análisis relacionados con la integridad superficial de la pieza mecanizada (tensiones residuales, temperaturas, etc.).
- *Zona 3*, de mallado medio, que cubre toda la región que será mecanizada a lo largo de la simulación.
- *Zona 4*, de mallado, que abarca todo el material que no está incluido en las 3 zonas definidas anteriormente.

Se realizaron numerosas pruebas con distintas densidades de mallado observándose que la característica de los mallados que más afecta a los tiempos de cálculo y tamaño de los ficheros generados era el tamaño mínimo de los elementos de la malla. Como se ha indicado anteriormente, los elementos más pequeños de la malla se encuentran en la zona 1 de mallado extra-fino. Esto es debido principalmente a que la disminución del tamaño de elemento en dicha zona origina que el programa requiera realizar una cantidad muy superior de remallados para la progresión de la simulación.

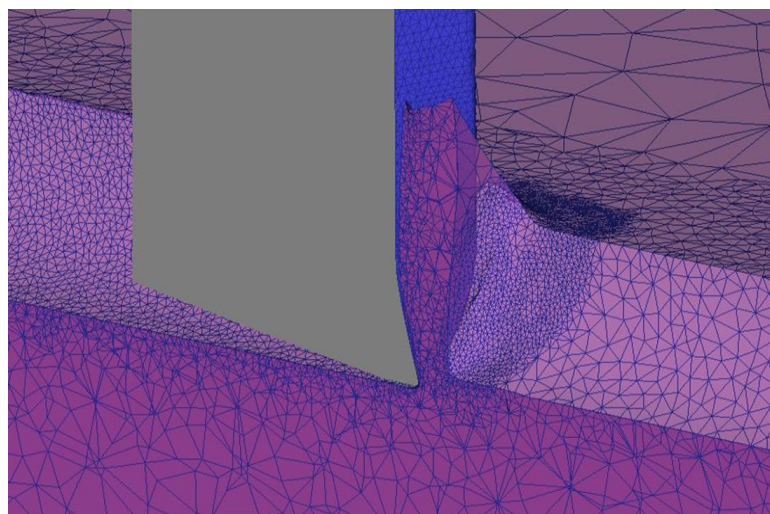


Los resultados obtenidos llevaron a concluir, que debido a las limitaciones del código y del equipo informático empleado, el tamaño mínimo de los elementos en la zona 1 era de aproximadamente  $10\mu\text{m}$ . En adelante, al indicar el tamaño de un elemento tetraédrico de la malla se estará haciendo referencia a la longitud de una de sus aristas. Los tamaños de elemento en las zonas de mallado 2, 3 y 4 se establecieron  $20\mu\text{m}$ ,  $50\mu\text{m}$  y  $250\mu\text{m}$  respectivamente, tal y como se muestra en la *Figura 47*. La simulación de cada milímetro de longitud de corte de los modelos con este tipo de mallado requirieron unas 150 horas de cálculo empleando un PC “Intel® Core™ i7-920 CPU (267 GHz, 7,98GB de RAM)”.

En la *Figura 48* se muestra una imagen correspondiente a la simulación del mecanizado con el mallado de la pieza descrito. Se ha realizado una sección para mostrar la configuración del mallado en el interior del material.



*Figura 47.-División de la malla de la pieza en 4 zonas y tamaños de elemento correspondientes a la malla de mayor densidad.*



*Figura 48.-Detalle de una sección de la malla empleada.*

Con objeto de determinar el mallado óptimo se realizó un análisis de sensibilidad considerando, además del mallado descrito con tamaño mínimo de elementos de 10  $\mu\text{m}$ , otras 2 mallas con tamaño mínimo 20 $\mu\text{m}$  y 30 $\mu\text{m}$  respectivamente. La densidad de mallado en las zonas 2, 3 y 4 afecta menos significativamente a los tiempos de cálculo por lo que se modificó en menor medida que para la zona 1. En la *Tabla 10* se muestran las principales características de los 3 mallados considerados y los correspondientes tiempos de simulación por milímetro de longitud de corte.

*Tabla 10.- Resumen de las condiciones de mallado durante el análisis de sensibilidad.*

	Zona 1	Zona 2	Zona 3	Zona 4	Nº de elementos	hr calculo/mm mecanizados
Mallado 1	10µm	20µm	50	250µm	150000	150
Mallado 2	20µm	35µm	65µm		130000	30
Mallado 3	30µm				120000	30

El análisis de sensibilidad se realizó para los modelos con los 2 ángulos de posición de filo considerados ( $0^\circ$  y  $45^\circ$ ) empleando los siguientes parámetros de corte: una velocidad de corte 70m/min, un avance de 0,1mm/rev y una profundidad de pasada de 0,5mm.

Se analizaron las fuerzas de mecanizado para ambas condiciones usando las tres mallas resumidas en la anterior tabla, en las *Figura 49* y *Figura 50* se puede ver cómo afecta la densidad de mallado empleada a los valores de las componentes de la fuerza de mecanizado obtenidos con el modelo para los ángulos de posición  $0^\circ$  y  $45^\circ$  respectivamente.

La estimación de las variaciones encontradas en función de la malla utilizada se realizó considerando las máximas encontradas para las dos condiciones de mecanizado simuladas.

La fuerza de corte presenta valores muy similares para los 3 mallados considerados (variaciones entre los modelos con mallado más fino y mallado más basto de en torno al 3%).

Las demás componentes de la fuerza presentan una mayor sensibilidad al tamaño de los elementos de la malla en la zona 1. En concreto, las variaciones relativas entre los mallados con tamaño mínimo de elemento  $10\mu\text{m}$  y  $30\mu\text{m}$  son del 20% para la fuerza de avance y del 23% para la fuerza en la dirección del movimiento de penetración. El análisis comparativo entre los modelos con tamaño  $10\mu\text{m}$  y  $20\mu\text{m}$  muestra variaciones relativas menores del 9% para ambas componentes de la fuerza.

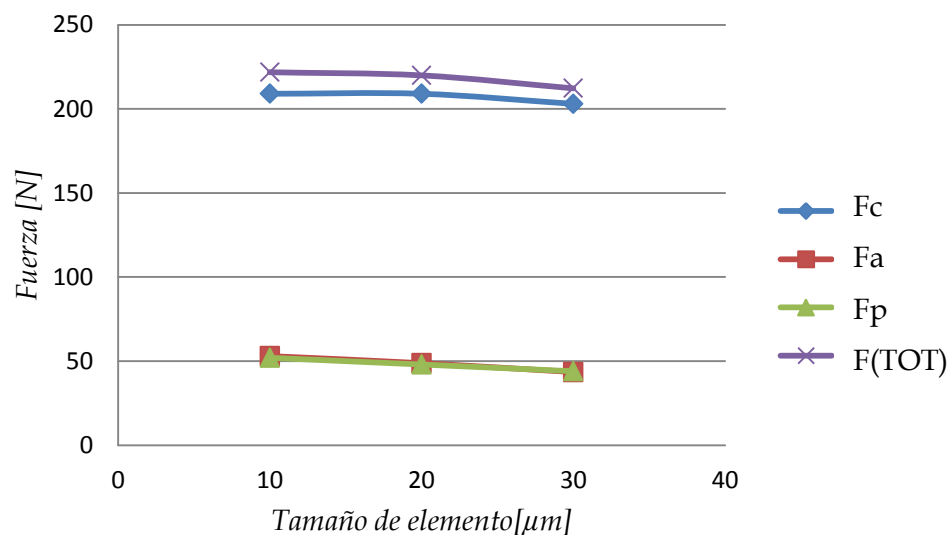


Figura 49.-Análisis de sensibilidad de la malla. Valores absolutos de las fuerzas predichas por las diferentes mallas (tamaño mínimo de elemento 10,20,30 $\mu\text{m}$ ), para las condiciones de corte:  $V_c=70\text{m/min}$ ,  $a=0,1\text{mm/rev}$ , profundidad de pasada = 0,5mm, ángulo de posición del filo principal  $0^\circ$ .

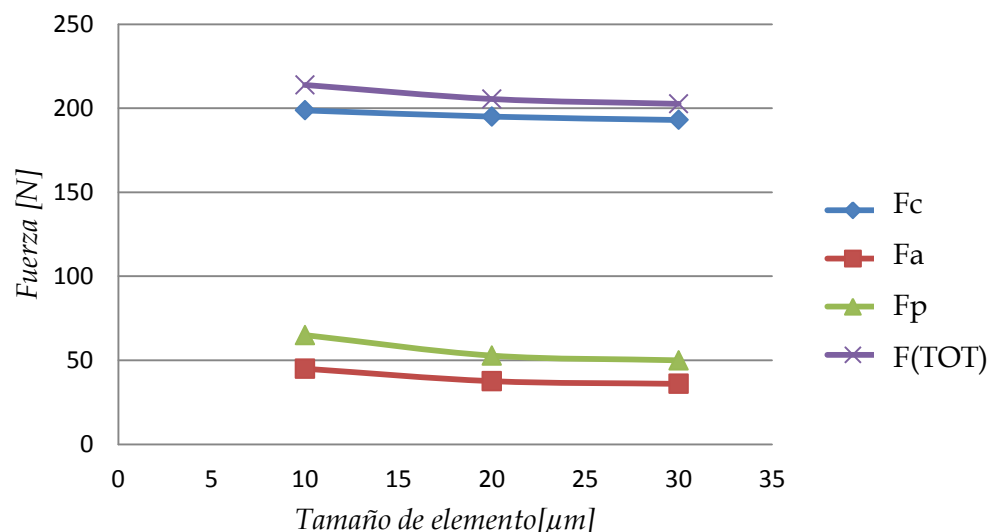


Figura 50.-Análisis de sensibilidad de la malla. Valores absolutos de las fuerzas predichas por las diferentes mallas (tamaño mínimo de elemento 10,20,30 $\mu\text{m}$ ), para las condiciones de corte:  $V_c=70\text{m/min}$ ,  $a=0,1\text{mm/rev}$ , profundidad de pasada = 0,5mm, ángulo de posición del filo principal  $45^\circ$ .



Debido a que los valores de las componentes  $F_a$  y  $F_p$  son mucho menores que los de la fuerza de corte, la fuerza total de mecanizado presenta una sensibilidad baja a la densidad de malla, similar a la descrita para la fuerza de corte.

A la vista de los resultados indicados se puede concluir que debería elegirse la malla más densa de las 3 analizadas (tamaño de los elementos en la zona de mallado 1 de  $10\mu\text{m}$ ). La malla de  $20\mu\text{m}$  presenta diferencias significativas para las fuerzas de avance y de penetración.

También debe indicarse que habría sido conveniente simular modelos con mallados más finos (por ejemplo con elementos de  $5\mu\text{m}$ ) para confirmar que los resultados son similares a los obtenidos con mallados de  $10\mu\text{m}$ . De esta forma se garantizaría que el mallado definido es suficientemente denso para garantizar la calidad de los resultados. No ha sido posible realizar esta comprobación debido a que como se ha indicado las limitaciones del código numérico y equipo informático empleado impiden trabajar con elementos de mallado menores.

Considerando las variaciones de fuerzas obtenidas en el análisis previo, parece razonable suponer que el mallado de la pieza establecido es suficientemente denso para obtener valores de fuerzas y otras variables que serán expuestas en posteriores apartados de forma adecuada. Sin embargo, la experiencia con modelos numéricos bidimensionales con mallados más densos, hacen pensar que el mallado no es adecuado para otro tipo de análisis, como la determinación de la morfología de viruta o formación de virutas.

#### Mallado de la herramienta:

La pieza a mecanizar ha sido mallada utilizando elementos tetraédricos del tipo rígido.

Para el mallado de la herramienta se establecieron únicamente 2 zonas de mallado mediante la definición de una única ventana con densidad de malla mayor (ver *Figura 51*):

- La *zona 1*, de mallado fino, donde tiene lugar el contacto entre la herramienta y el material. Los elementos iniciales en esta zona tienen como media de longitud

de arista  $12\mu\text{m}$ . Este tamaño es similar al tamaño de los elementos del mallado de la pieza y permite reproducir adecuadamente la geometría de la herramienta (el radio de la arista de la herramienta es de  $20\mu\text{m}$ ).

- La *zona 2*, correspondiente al resto de la herramienta, donde el tamaño de los elementos de la malla fue de aproximadamente  $60\mu\text{m}$ .

Para el mallado completo de la herramienta se emplearon aproximadamente 70000 elementos.

No se realizó un análisis de sensibilidad considerando distintos tipos de mallado debido a que la herramienta se modelizó como sólido rígido. Al no deformarse los elementos de la herramienta, su densidad de mallado no afecta a la necesidad de realizar remallados, y tiene una influencia mucho menor en los resultados del modelo.

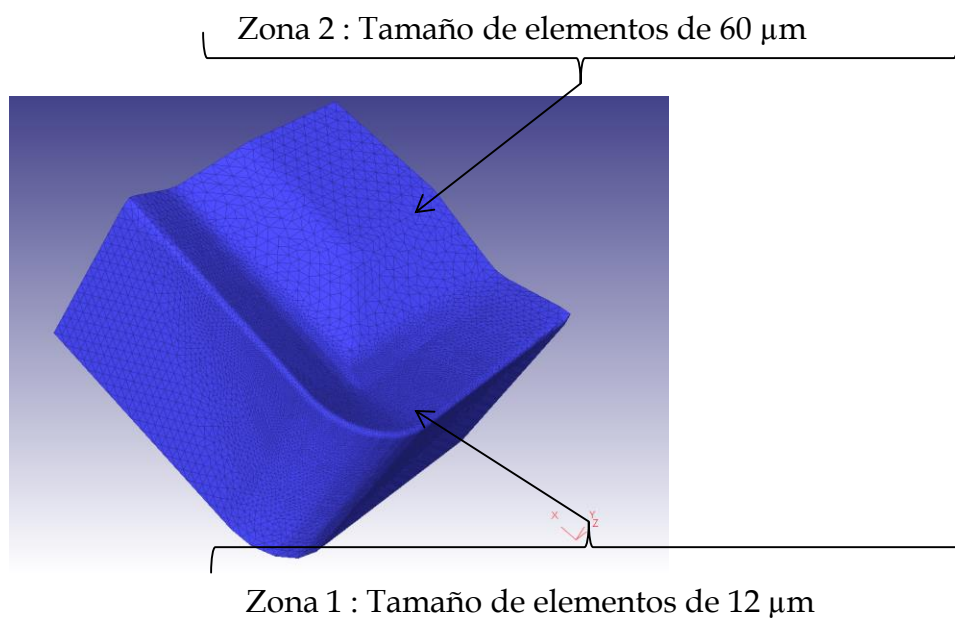


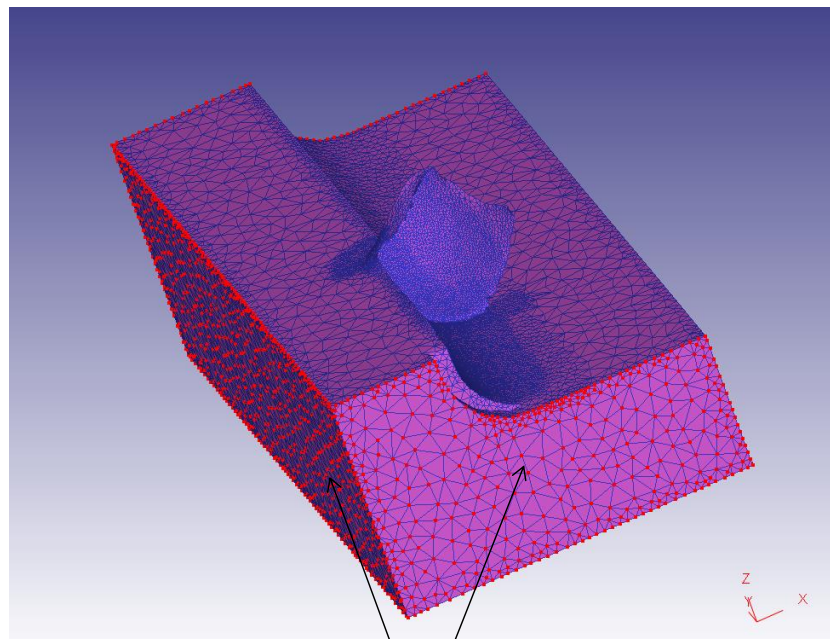
Figura 51.-División de la herramienta en zonas.

### 3.3.6. Condiciones de contorno.

Condiciones de tipo mecánico.

Como principio fundamental de cualquier mecanizado se debe conseguir un movimiento relativo entre la pieza y la herramienta correspondiente a la combinación el movimiento de corte y movimiento de avance. Debido a que para las condiciones de mecanizado consideradas la velocidad de corte es mucho mayor que la de avance, en el modelo únicamente se han impuesto las condiciones de desplazamiento correspondientes al movimiento de corte. Dicho desplazamiento se ha impuesto sobre la pieza estableciendo como condiciones la limitación de desplazamientos en la dirección de los ejes X y Z y desplazamiento a velocidad igual a la velocidad de corte en la dirección del eje Y. Las condiciones indicadas se han impuesto en todos los nodos de las superficies exteriores de la pieza excepto la superficie superior (superficie libre de la pieza) (ver *Figura 52*).

Debido a que se ha definido la herramienta como sólido rígido el código DEFORM no permite establecer condiciones de movimiento para las distintas superficies. Únicamente se ha definido, para toda la herramienta, velocidad de desplazamiento nula en las 3 direcciones del espacio.



- Movimientos restringidos en los ejes X y Z.
- Aplicación de la velocidad de corte en el eje Y.

*Figura 52.- Representación esquemática de las condiciones de contorno mecánicas de la pieza.*

### Condiciones de tipo térmico.

En cuanto a las condiciones de contorno térmicas, se estableció que inicialmente tanto la pieza como la herramienta se encontraran a temperatura ambiente ( $20^{\circ}\text{C}$ ).

También se estableció en la superficie superior de la pieza un coeficiente de convección con el entorno de valor  $0,08 \text{ N}/(\text{s mm } ^{\circ}\text{C})$ . Este valor corresponde al valor de disipación de calor al aire por convección forzada y representa adecuadamente las condiciones propias de procesos de torneado en seco.

Para las superficies de incidencia y desprendimiento de la herramienta se estableció un coeficiente de convección con el entorno de valor  $0,02 \text{ N}/(\text{s mm } ^{\circ}\text{C})$ , correspondiente a condiciones de convección libre.

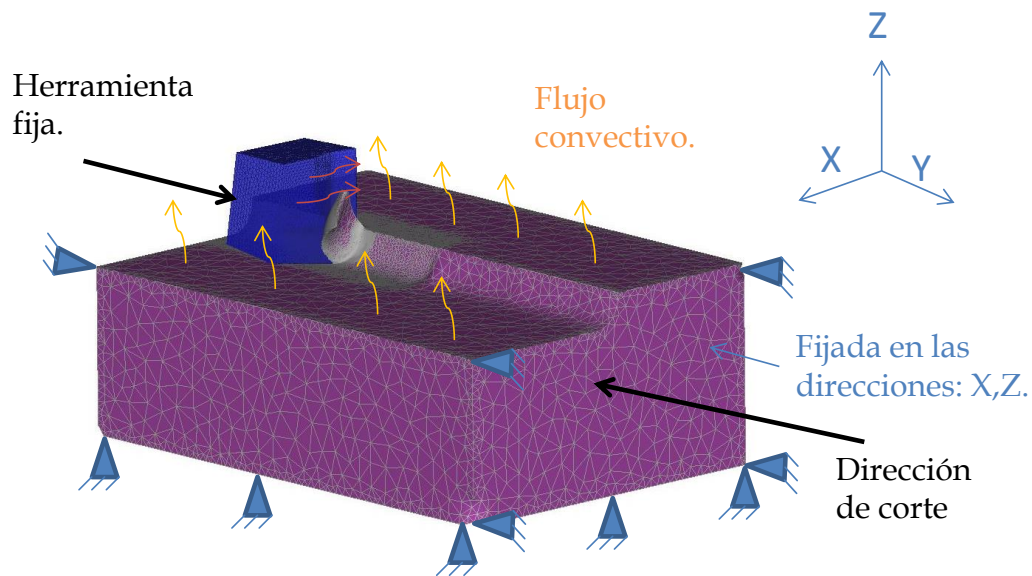


Figura 53.-Condiciones de contorno.

A modo de resumen se puede ver en la Figura 53 un esquema de las condiciones definidas para las simulaciones.

### **3.3.7. Ley de contacto herramienta-material.**

Inicialmente se estableció para todas las superficies de contacto herramienta-material un coeficiente de fricción constante de tipo Coulomb de valor  $0,8$ , valor este

recomendado por Deform 3D y probado como válido en diferentes estudios realizados en el seno del grupo de investigación en el que se desarrolla esta tesis [64].

A pesar de la simplicidad del modelo de fricción de Coulomb, este modelo es ampliamente usado en la simulación de procesos de mecanizado siendo capaz de reproducir el fenómeno de adhesión del material a la superficie de desprendimiento de la herramienta [65], [66].

En cuanto al coeficiente de transferencia de calor en la zona de contacto herramienta-material, el valor empleado es  $0,002 \text{ N/(s mm } ^\circ\text{C)}$ . Determinar con precisión el valor de dicha magnitud presenta una enorme dificultad, pero se ha comprobado, variando dicho parámetro entre 0,002 y 100, que su influencia sobre los resultados del modelo es muy pequeña.

Por otra parte, el reparto de calor se encuentra definido por defecto en DEFORM3D en un 50% de calor para la pieza y 50% para la herramienta.

### **3.3.8. Condiciones de simulación.**

El modelo se desarrolló con la premisa de trabajar con un avance de 0,1 mm y se dejó preparado para realizar dos pasadas de mecanizado. En cuanto a la longitud de corte, se fijó en 4 mm siendo este valor la mitad de la longitud total de la pieza.

#### Tiempo por paso de simulación:

El software Deform es capaz de resolver problemas no lineales dependientes del tiempo, por medio de la generación de soluciones en incrementos de tiempo discretos (a este incremento de tiempo también se le llama tiempo por paso, “step”). En cada incremento de tiempo se determinan velocidades, temperaturas y otras variables claves para cada nodo de la malla basándose en las condiciones de contorno, las propiedades termomecánicas del material de la pieza y en las posibles soluciones de los pasos previos. Las demás variables estado son derivadas de estas variables claves y actualizadas en cada incremento de tiempo.

La elección de un correcto tiempo por paso es de vital importancia. Un tiempo por paso demasiado grande puede desencadenar inexactitud en la solución, prematuras

distorsiones en la malla o problemas de convergencia, con la consiguiente pérdida de tiempo en repeticiones de simulaciones o en continuos remallados. Las recomendaciones del fabricante a este respecto son elegir un tiempo por paso tal que el máximo desplazamiento de cualquier nodo de un elemento durante ese tiempo no exceda 1/3 la longitud de arista del mismo, (cuando las deformaciones están muy localizadas en zonas con altos grados de “hiperestatismo” el factor 1/3 pasa a ser de 1/10). En el modelo definitivo realizado el factor utilizado fue de 1/10.

Una vez fijado un tiempo por paso “general” se pueden definir una serie de criterios para que en caso de ser necesario se establezcan “sub-pasos”. Los principales criterios son los siguientes:

- Deformación por paso: Es el máximo incremento de deformación permitido por paso. En nuestro modelo esta opción ha sido desactivada siguiendo las recomendaciones del software Deform.
- Tiempo de contacto: Define si se quiere crear un “sub-paso” en el caso de que un elemento contacte con la superficie definida como maestra. En nuestro modelo esta opción también estará deshabilitada.
- Longitud de polígono (DPLEN): Se establece un “sub-paso” cuando se supera una distancia absoluta recorrida por un elemento. Para ello se define un tiempo por paso máximo permitido siguiendo la siguiente fórmula:

$$\Delta t_{\max} = (L) (d_{\text{plen}}) / u. \quad (3.1)$$

Donde:

L= la distancia desde un nodo dado hasta la superficie adyacente más cercana.

U= La velocidad del nodo.

Dplen = coeficiente que controla el máximo tiempo por paso permitido.

En el modelo desarrollado se dejó fijado en 0,5 siguiendo las recomendaciones del software Deform

Remallado:

Una herramienta muy relevante dentro del código de elementos finitos utilizado es el remallado. La principal función de los remallados es evitar problemas de convergencia cuando los elementos se distorsionan excesivamente por deformaciones plásticas.

En caso del software Deform existen diferentes criterios controlables que provocan el remallado pero para el desarrollo de nuestro modelo sólo se empleo el que dependía de la penetración del objeto máster (herramienta) en la arista de un elemento, provocándose el remallado cuando la distancia desde el punto medio de la arista del elemento hasta la superficie del objeto maestro dividida por la longitud de la arista original del elemento excedía el valor de 0,7.

Por otra parte, las deformaciones progresivas de los elementos por el movimiento también originan remallados automáticos cuando la forma del elemento alcanza ángulos en los nodos demasiado agudos, que pueden afectar a la convergencia y a los resultados del cálculo.

Al realizarse un remallado de la pieza se actualizan los valores térmicos y mecánicos correspondientes a la posición de los nuevos nodos de la malla.

La herramienta, al estar definida como rígida, mantiene su mallado durante toda la simulación, actualizándose tan solo los valores de las magnitudes determinadas numéricamente.

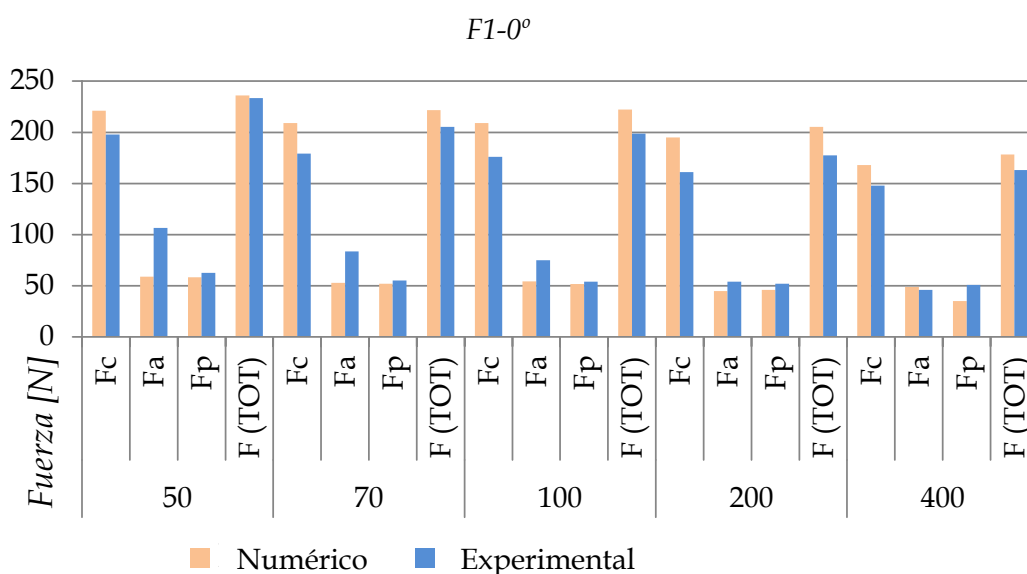
### **3.4. Validación del modelo numérico.**

El modelo numérico se validó comparando las fuerzas de mecanizado predichas por el mismo con las medidas experimentalmente.

Para ello se realizaron ensayos de mecanizado empleando las condiciones de corte correspondientes a los modelos numéricos descritos en el apartado anterior. La descripción de estos ensayos y los resultados de fuerza obtenidos se describieron en detalle en el apartado 2.3 del capítulo anterior. A continuación se resumen las condiciones de corte empleadas en los ensayos de validación:

- Herramienta de corte: Afilado F1, ángulos de posición del filo principal  $0^\circ$  y  $45^\circ$ .
- Ensayos en seco.
- Parámetros de corte: Velocidades de corte 50, 70, 100, 200 y 400m/min; avance 0,1mm/rev; profundidad de pasada 0,5mm.

En la *Figura 54* se puede ver la comparativa de los resultados experimentales con los numéricos para el ángulo de orientación del filo principal  $0^\circ$ .



*Figura 54.-Comparación modelo numérico con experimental para la herramienta con afilado F1 en condiciones de seco y ángulo de orientación del filo principal de  $0^\circ$ .*

Para dicha orientación de filo, el modelo numérico es capaz de predecir los valores de las fuerzas de corte con desviaciones aceptables (entre el 10% y el 15%). En cuanto a las fuerzas de avance y penetración, el modelo presenta diferencias grandes para bajas velocidades de corte (50 y 70m/min) y diferencias con los resultados experimentales menores para altas velocidades de corte (para bajas velocidades estas diferencias oscilan entre el 5% y el 40%, para altas velocidades las diferencias observadas varían entre el 3% y el 25%). La fuerza total de mecanizado obtenida numéricamente presenta diferencias con los valores experimentales inferiores al 11%.

En la *Figura 55* se muestran los valores de fuerza obtenidos numéricamente y experimentalmente para la herramienta con ángulo de posición del filo principal  $45^\circ$ . Las diferencias son similares a las observadas para el ángulo de posición  $0^\circ$ . La correlación de la fuerza de corte obtenida numéricamente con la experimental es buena para todas las velocidades de corte (diferencias de entre un 4% y un 17%). Las fuerzas



de avance y penetración presentan desviaciones para velocidades de corte elevadas del 25% y 20% respectivamente. Para las velocidades de corte 50m/min y 70m/min las diferencias están en torno al 50%. La fuerza total de mecanizado obtenida numéricamente presenta diferencias con los valores experimentales inferiores al 18%.

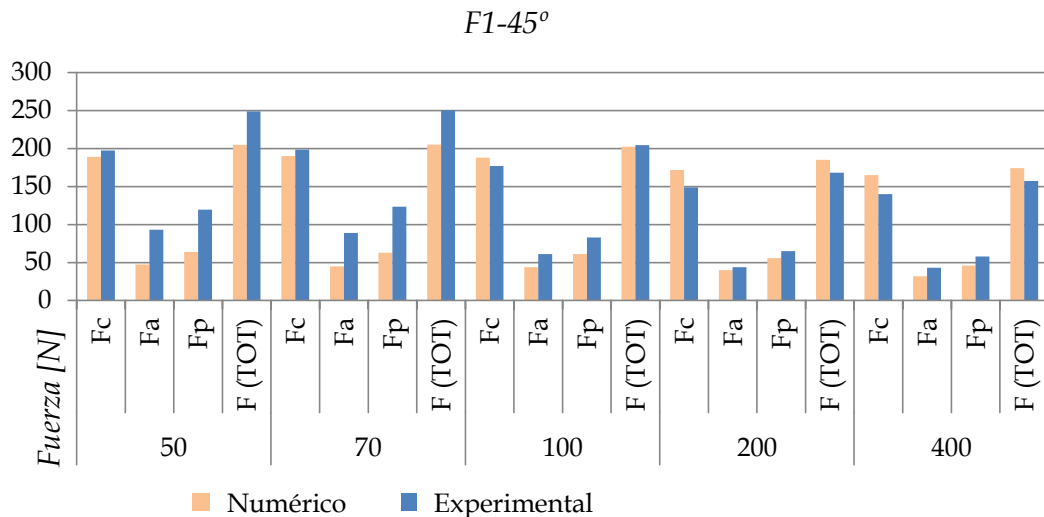


Figura 55.-Comparación modelo numérico con experimental para la herramienta con afilado F1 en condiciones de seco y ángulo de orientación del filo principal de  $45^\circ$ .

En la Figura 56 se muestra la evolución de las componentes de la fuerza de mecanizado y de la fuerza total con la velocidad de corte. Se observa que las tendencias predichas por el modelo son similares a las observadas experimentalmente, reduciéndose las fuerzas al aumentar la velocidad de corte por efecto del ablandamiento térmico del material.

Como conclusiones de la validación, puede indicarse que la correlación entre los resultados numéricos y experimentales es buena para la fuerza de corte, presentando diferencias de entre el 4% y el 17%. La correlación es peor para la fuerza de avance y fuerza de penetración, especialmente a bajas velocidades de corte. Estas variaciones encontradas están en la línea de las obtenidas por diferentes autores [61].

Las componentes de la fuerza de avance y penetración están muy influidas por el efecto del empuje del material que fluye bajo el filo de la herramienta sobre el filo y superficie de incidencia. Este efecto es muy sensible al tamaño de los elementos del mallado. Se considera que la imposibilidad de emplear mallados más densos en la zona de formación de viruta explica en gran medida las diferencias encontradas entre los

valores numéricos y experimentales de dichas fuerzas. Otros elementos que explican las diferencias encontradas y permitirían reducirlas son los siguientes:

- La ecuación constitutiva del material de la pieza no se ha obtenido mediante la caracterización del material mecanizado. Se ha empleado una de las ecuaciones del Inconel 718 disponibles en las librerías del código Deform.
- El modelo no considera la eliminación del material debido a un excesivo daño producido durante el mecanizado.
- Debido a la enorme duración de las simulaciones no ha sido posible ajustar las características del modelo (ley de fricción material-herramienta, asentamiento de filo en los primeros instantes del mecanizado, etc.), para mejorar su correlación con los resultados experimentales.

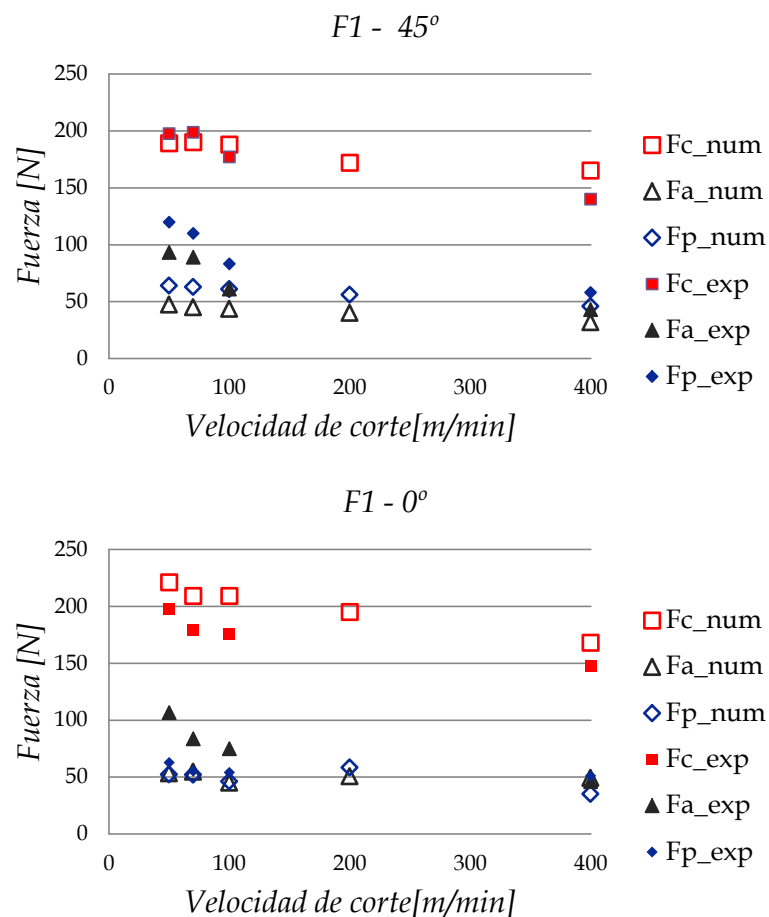


Figura 56.-Comparativa de las fuerzas de mecanizado numérico y experimental .en función de la velocidad de corte.

Por tanto, en términos generales, el modelo numérico desarrollado puede considerarse válido para el análisis del torneado de Inconel 718. Las diferencias encontradas entre los valores numéricos y experimentales de la fuerza total de mecanizado se encuentran entre el 1% y el 18%. No obstante, especialmente para bajas velocidades de corte, el modelo no predice adecuadamente la fuerza de avance y la fuerza de penetración, por lo que algunos de los resultados numéricos obtenidos para dichas velocidades de corte pueden ser poco precisos.

### **3.5. Análisis de los resultados numéricos.**

A continuación se analizan los resultados obtenidos a partir del modelo numérico en relación con distintas variables termomecánicas, especialmente relacionadas con la evolución del desgaste de herramienta.

### **3.6. Área de Contacto entre la herramienta y la viruta.**

Para cuantificar el área de contacto entre la viruta y la herramienta se determinó la superficie de la herramienta en la que la presión normal del material era superior a 0.

Como primer resultado extraído del modelo se estudió como variaba el área de contacto en función de la velocidad, observándose que esta decrecía claramente con la velocidad.

La tendencia era la misma independientemente del ángulo de orientación del filo principal. Sin embargo, el área de contacto de la herramienta posicionada con un ángulo de  $0^\circ$  era de hasta un 18% mayor que para un ángulo de  $45^\circ$ .

En la *Figura 57* se puede observar como varía el área de contacto entre la herramienta y la viruta en función de la velocidad de corte.

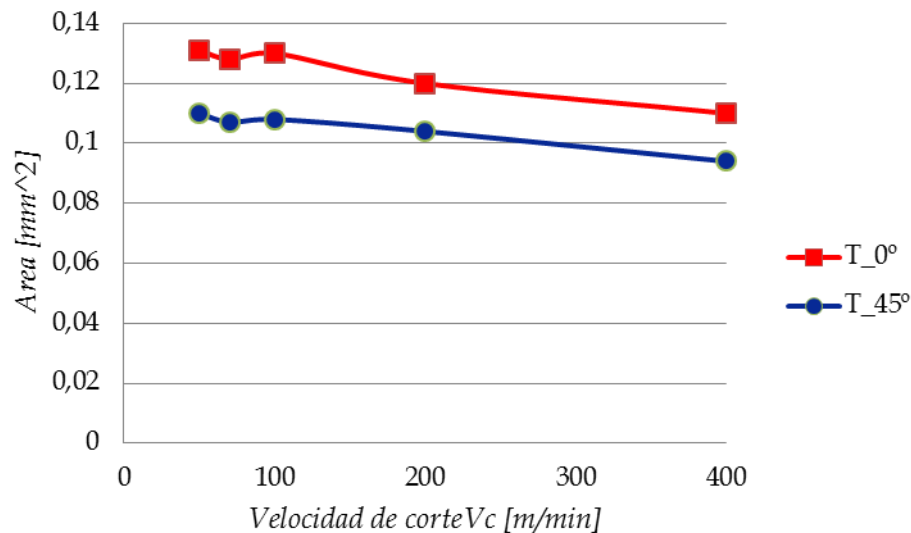


Figura 57.-Área de contacto de la hta.-pieza en función de la velocidad de corte para las dos orientaciones de filo principal  $0^\circ$  y  $45^\circ$ .

### 3.6.1. Temperatura en la herramienta.

La temperatura en la herramienta es en general la magnitud que más influencia tiene sobre la evolución del desgaste. Por ello su determinación es de gran interés. Sin embargo, debido al enorme coste computacional que requieren las simulaciones de modelos numéricos únicamente consideran longitudes de corte de pocos milímetros, insuficientes para que las temperaturas en la herramienta se estabilicen.

Como se ha indicado, las simulaciones se realizaron con una longitud a mecanizar de 4mm. En el espacio definido de mecanizado no se llegaba al estado estacionario en la herramienta, si bien se puede destacar que la evolución de la temperatura máxima en la herramienta era la misma independientemente del ángulo de posición del filo principal, en la Figura 58 se puede ver la progresión de la temperatura en la herramienta para velocidades de corte 50, 70 y 100m/min para herramientas con los dos ángulos de posición del filo principal. Se observa que la temperatura máxima de la herramienta está lejos de estabilizarse. Sin embargo, la distribución de temperaturas en la herramienta obtenida experimentalmente aporta información interesante a nivel cualitativo y de comparación entre distintas condiciones de mecanizado.

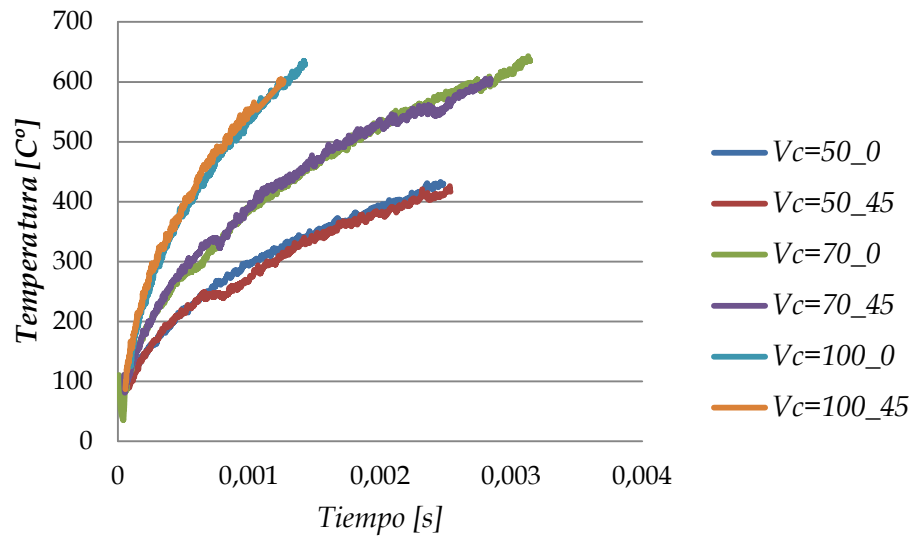


Figura 58.-Evolución de la temperatura máxima en la herramienta.

En la Figura 59, se puede ver cómo es la distribución de temperaturas en la herramienta cuando se mecaniza a una velocidad de 50m/min con los dos ángulos de posición del filo principal estudiados ( $0^\circ$  y  $45^\circ$ ). Se observa que el caso de herramienta con ángulo  $0^\circ$  presenta una zona de altas temperaturas de mayor anchura en la zona correspondiente a la formación del desgaste de entalla. Este efecto también se producía en las simulaciones correspondientes a las demás velocidades de corte consideradas. Este resultado es coherente con el hecho de que la herramienta con ángulo  $0^\circ$  tenga mayor tendencia a la formación de desgaste de entalla, que se produce en la zona de mayores temperaturas descrita.

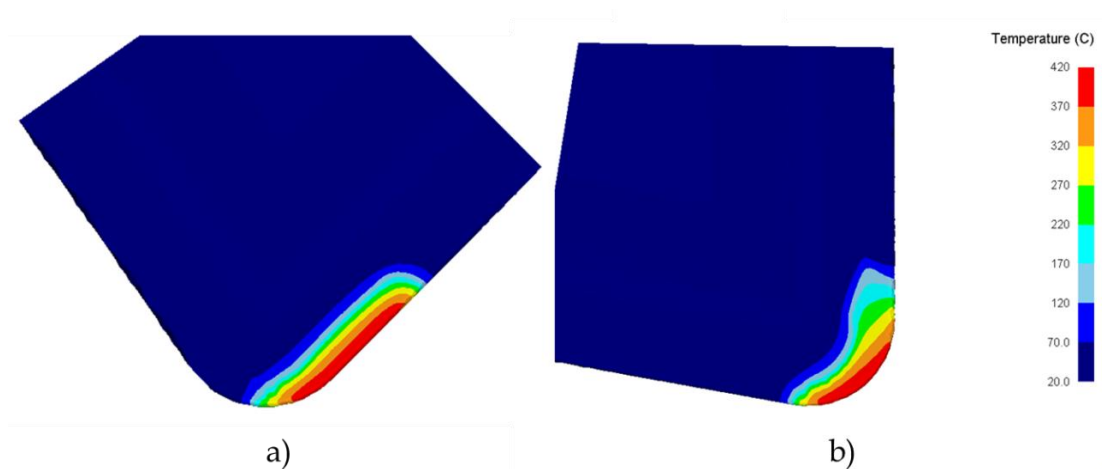


Figura 59.-Distribución de temperaturas en la herramienta después de mecanizar durante 4,8ms a una velocidad de corte de 50m/min, con los dos ángulos de orientación del filo principal  $45^\circ$  y  $0^\circ$  figuras a) y b) respectivamente.

### 3.6.2. Longitud de contacto herramienta-viruta.

La longitud de contacto entre la herramienta y la viruta ( $l_c$ ) fue obtenida de las simulaciones como se indica en la *Figura 60 a)*, la zona grisácea corresponde a las zonas de la herramienta en las que la presión es mayor de 0.

Para los casos con herramienta con ángulo de posición  $0^\circ$  se observa un ensanchamiento de la superficie de contacto en la zona correspondiente a la formación de la entalla. Por ello, para estos casos se indican la longitud de contacto en la zona media del filo y la longitud de contacto en la zona correspondiente al desgaste de entalla. Al incrementarse la velocidad de corte disminuyen las longitudes de contacto viruta-herramienta, especialmente en la zona correspondiente a la formación de la entalla.

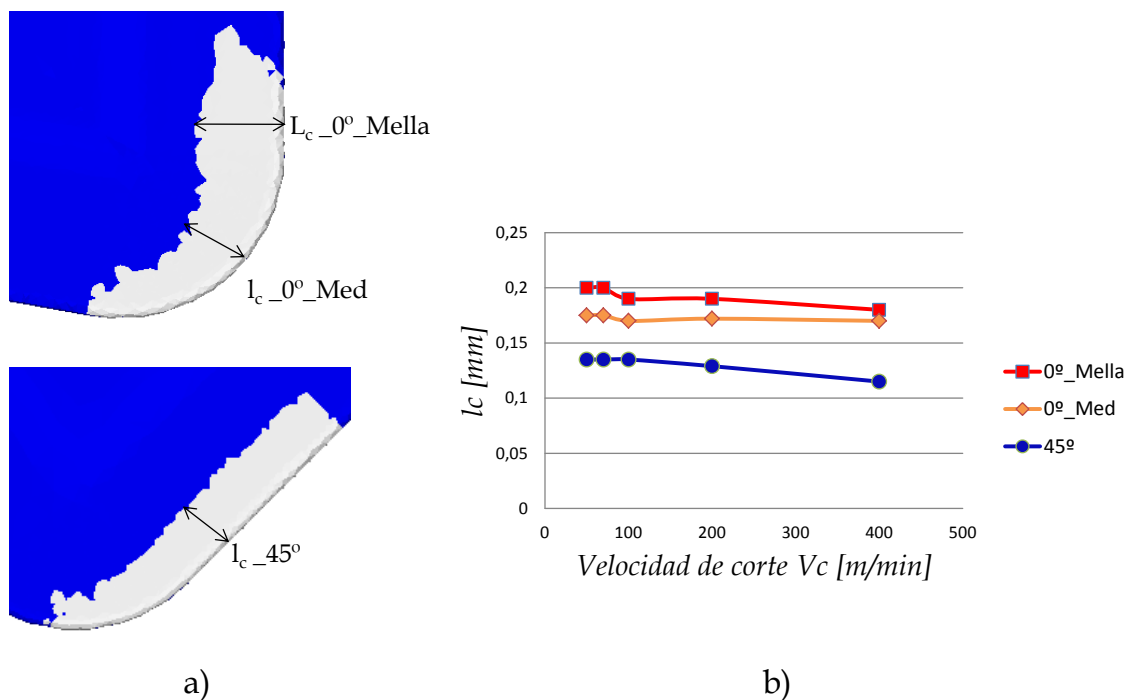


Figura 60.-a) Estimación de la longitud de contacto ( $l_c$ ) proporcionada por el modelo numérico .b) evolución de  $l_c$  con respecto a la velocidad para un ángulo de orientación de filo principal  $0^\circ$  (varía a lo largo del filo) y  $45^\circ$  (es constante a lo largo del filo).

Como puede observarse en la gráfica (*Figura 60b*), a altas velocidades de corte, la longitud de contacto en la zona de entalla y en el resto del filo, para la herramienta con ángulo  $0^\circ$  presentan diferencias menores.

En los casos correspondientes a un ángulo de orientación del filo principal de  $45^\circ$  se observó un valor constante de la longitud de contacto a lo largo de todo el filo de corte,

además como se muestra en la *Figura 60 b)* este valor decrecía a medida que se aumentaba la velocidad de corte este resultado ha sido reflejado por otros autores anteriormente [67], [65].

Este comportamiento está relacionado con un incremento en la presión a medida que aumenta la velocidad de corte.

### 3.6.3. Temperaturas en la superficie mecanizada.

En las simulaciones correspondientes a herramienta con ángulo de posición del filo principal  $0^\circ$ , la superficie mecanizada presentaba la máxima temperatura en la zona correspondiente al final de la profundidad de pasada (zona de formación del desgaste de entalla). Esta zona de máximas temperaturas no se observaba para los casos con herramienta con ángulo de posición  $45^\circ$ .

En la *Figura 61* se muestran los casos correspondientes a velocidad de corte 70m/min. Para la herramienta con ángulo de posición del filo  $0^\circ$ , la temperatura en la superficie mecanizada en la zona correspondiente a la formación de la entalla, es en torno a un 45% mayor que la temperatura en la zona correspondiente a la punta de la herramienta. Para el caso con ángulo de posición del filo  $45^\circ$ , la temperatura en la superficie mecanizada es aproximadamente constante a lo largo del filo. Por otra parte, la temperatura máxima alcanzada en la superficie mecanizada es mayor para el modelo con ángulo de posición del filo principal  $0^\circ$ .

En la *Figura 62* se muestran las distribuciones de temperatura correspondientes a alta velocidad de corte (400m/min) observándose el mismo efecto que se describió anteriormente. En este caso, para la herramienta con ángulo de posición  $0^\circ$ , se observaron temperaturas un 25% superiores en la zona de la superficie mecanizada correspondiente a la formación de la entalla.

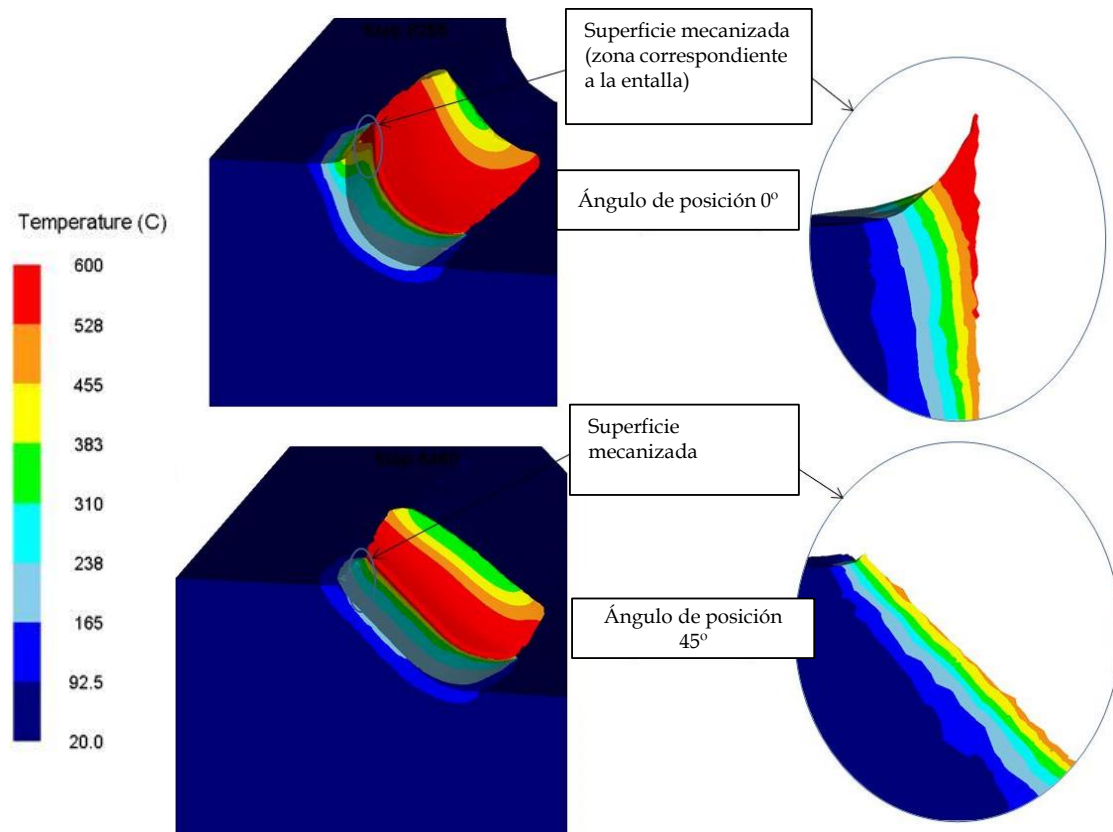


Figura 61.-Distribución de temperaturas para las condiciones:  $V_c = 70$  m/min, avance = 0,1 mm/rev, profundidad de pasada = 0,5 mm, en condiciones de seco y para dos ángulos de posición.

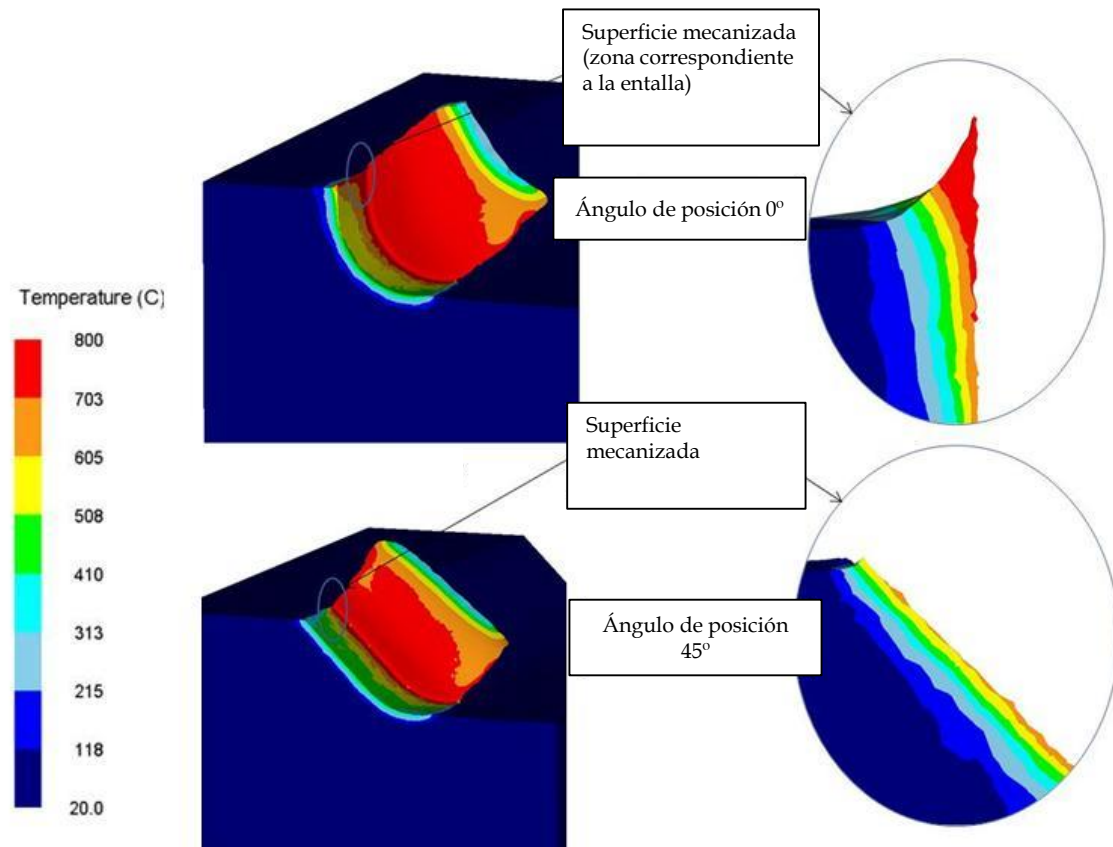
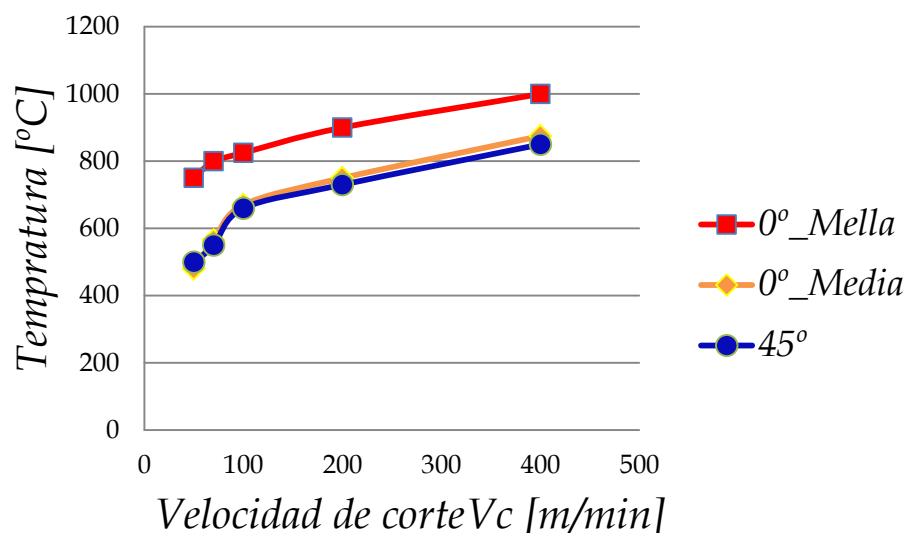


Figura 62.-Distribución de temperaturas para las condiciones:  $V_c = 400$  m/min, avance = 0,1 mm/rev, profundidad de pasada = 0,5 mm, en condiciones de seco y para dos ángulos de posición.



Por último, en la *Figura 63* se muestran los valores de temperatura en la superficie mecanizada correspondientes a todas las velocidades de corte consideradas. Cuando se utiliza la herramienta con un ángulo de posición del filo principal  $0^\circ$  se toman dos puntos, uno el correspondiente a la zona donde se forman las entallas en la herramienta y otra en el radio de punta. En el caso del mecanizado con plaquita con ángulo  $45^\circ$  al ser la temperatura uniforme en toda la superficie mecanizada, sólo se recoge un valor.

Para todas las velocidades de corte se observan mayores temperaturas para la herramienta con ángulo de posición del filo principal  $0^\circ$  en la zona de la entalla que para las mismas condiciones con la herramienta con orientación de filo principal de  $45^\circ$  (la temperatura en la superficie con esta orientación es homogénea a lo largo del filo). Esta información es relevante desde el punto de vista del desgaste de herramienta.



*Figura 63.-Evolución de la temperatura en la superficie mecanizada.*

El fenómeno descrito es coherente con los resultados observados en los ensayos de desgaste, en los que para la herramienta con ángulo de posición del filo  $0^\circ$ , existía una clara tendencia a la formación de desgaste de entalla. Para el ángulo de posición del filo principal  $45^\circ$ , la distribución de temperaturas uniforme es congruente con la menor incidencia del desgaste de entalla observado.

Este comportamiento podría estar relacionado con la tendencia a generarse entallas en la herramienta cuando el ángulo de posición del filo principal de la misma es pequeño, como fue demostrado por diferentes autores [53], [69].

Asimismo, los resultados indicados son coherentes con diversos estudios que apuntaban a las altas temperaturas y el endurecimiento por deformación del material mecanizado como principales factores que influían en la aparición del desgaste de entalla [24], [68].

Estos resultados hacen pensar que la tendencia a la formación de desgaste de entalla observada en los ensayos con herramienta con ángulo de posición del filo principal  $0^\circ$  a velocidades 50 y 70m/min también existiría a altas velocidades de corte.

#### **3.6.4. Temperatura en la viruta.**

Se realizó un estudio de la evolución de la temperatura en la viruta en función del ángulo de orientación del filo principal y de la velocidad de corte.

En la *Figura 64* se puede ver la distribución de la temperatura en la viruta para todas las condiciones simuladas una vez estabilizadas las temperaturas. Para los casos con ángulo de posición del filo principal  $45^\circ$  se aprecia que las temperaturas máximas en la viruta se corresponden con la zona central del filo. En los casos con ángulo de posición del filo  $0^\circ$  las máximas temperaturas en la viruta se concentraron en la zona correspondiente a la formación del desgaste de entalla. Estos resultados son coherentes con la mayor tendencia a formación de entalla observada experimentalmente para las herramientas con ángulo de posición  $0^\circ$ . Considerando los resultados de los modelos a velocidades de corte 100, 200 y 400m/min, es previsible el efecto descrito se observe también en mecanizados de Inconel 718 a altas velocidades de corte.

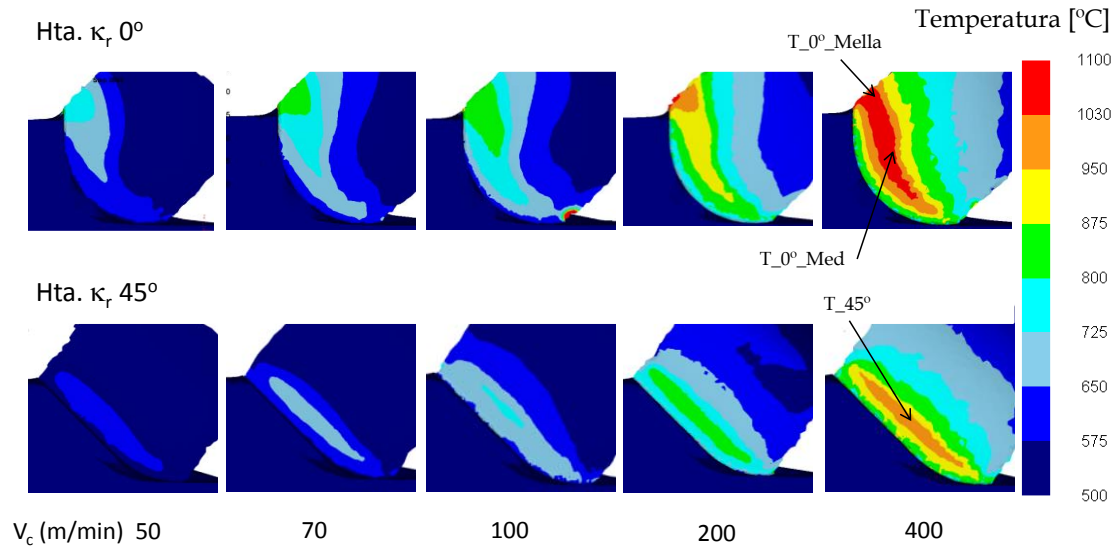


Figura 64.-Distribución de la temperatura en la herramienta en función de la velocidad para los ángulos de orientación del filo principal.

En la Figura 65 se muestra la temperatura en la viruta en todas las condiciones consideradas en el modelo numérico. Para los casos con ángulo de posición del filo principal  $0^\circ$  se representa la temperatura máxima (correspondiente a la zona de formación de entalla) y la temperatura correspondiente a la zona media del filo. Para ángulo de posición  $45^\circ$  se representa únicamente la temperatura máxima en la viruta (corresponde a la zona media del filo).

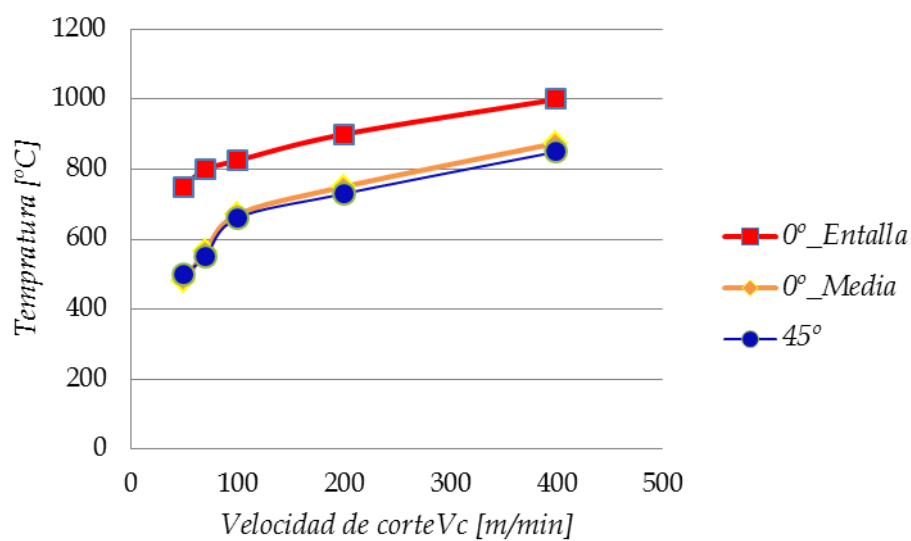


Figura 65.-Influencia de la velocidad de corte en la temperatura máxima de la viruta para orientaciones del filo principal  $45^\circ$  (región correspondiente al filo principal de la herramienta) y  $0^\circ$  (región correspondiente a la zona de la herramienta donde se podría encontrar un defecto tipo).

La temperatura máxima en la viruta se incrementa con la velocidad de corte.

Como demostraron otros autores [66] la temperatura de la viruta determina la naturaleza del contacto entre la herramienta y la viruta (zona de deslizamiento y zona de adhesión) y controlando a su vez el flujo de estrés de las correspondientes zonas debido al ablandamiento térmico del material. Un incremento de la temperatura implica un decaimiento del nivel de tensiones que hace que a su vez se vea reducida la zona de adhesión. De esta manera se entiende que la temperatura en la viruta afecta a los diferentes mecanismos de desgaste asociados con la temperatura (como la difusión) y también a la adhesión de material en la herramienta (recrecimiento de filo).

### **3.6.5. Deformación plásticas efectiva en la superficie mecanizada.**

En las simulaciones correspondientes a herramienta con ángulo de posición del filo principal  $0^\circ$ , la superficie mecanizada presentaba las máximas deformaciones plásticas en la zona correspondiente al final de la profundidad de pasada (zona de formación del desgaste de entalla). Para la herramienta con ángulo de posición  $45^\circ$  la distribución de deformación plástica en la superficie mecanizada era homogénea a lo largo del filo.

En la *Figura 66* se muestra la distribución de deformación plástica equivalente para los casos correspondientes a velocidad de corte 70m/min. Para la herramienta con ángulo de posición del filo  $0^\circ$ , la deformación en la superficie mecanizada en la zona correspondiente a la formación de la entalla, es en torno a un 50% mayor que la deformación en la zona correspondiente a la zona media del filo. Para el caso con ángulo de posición del filo  $45^\circ$ , la deformación plástica en la superficie mecanizada es aproximadamente constante a lo largo del filo.

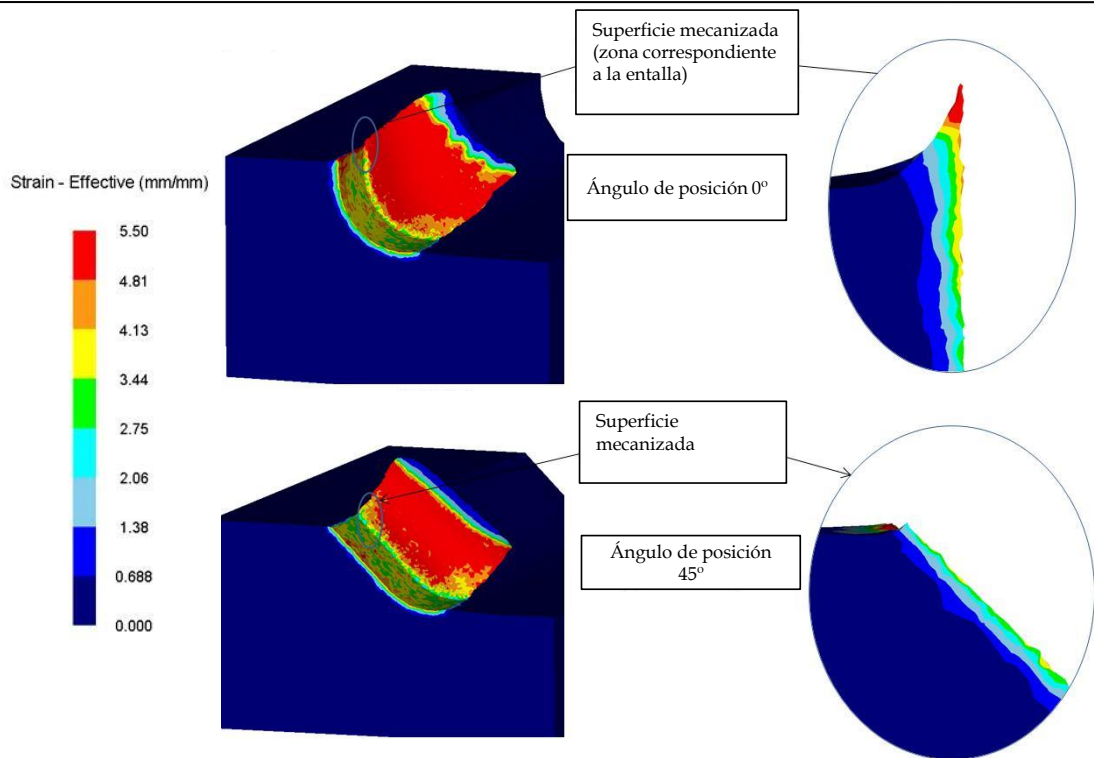


Figura 66.-Distribución de la deformación plástica efectiva para las condiciones:  $V_c = 70$  m/min, avance = 0,1 mm/rev, profundidad de pasada = 0,5 mm, en condiciones de seco y para dos ángulos de posición.

Estos resultados, al igual que los descritos en los apartados anteriores, son coherentes con la mayor tendencia a la formación de desgaste de entalla observada en los ensayos de desgaste realizados con herramienta con ángulo de posición del filo principal 0°.

En la Figura 67 se muestran las distribuciones de deformación plástica equivalente en la superficie mecanizada correspondientes a alta velocidad de corte (400m/min). Se observa el mismo efecto que se describió anteriormente. En este caso, para la herramienta con ángulo de posición 0°, se observaron deformaciones plásticas un 130% superiores en la zona de la superficie mecanizada correspondiente a la formación de la entalla que en la zona correspondiente a la mitad del filo. Para el caso de orientación del filo principal de 45° se encontró una distribución homogénea de deformación plástica en la superficie mecanizada.

Por último, en la Figura 68 se muestran los valores de deformación plástica equivalente en la superficie mecanizada correspondientes a todas las velocidades de corte consideradas. Para los casos con ángulo de posición del filo principal 45° se representa únicamente el valor correspondiente a la zona media del filo. Para los casos con ángulo de posición 0° se representan los valores correspondientes a la zona media del filo y a la zona de formación del desgaste de entalla.

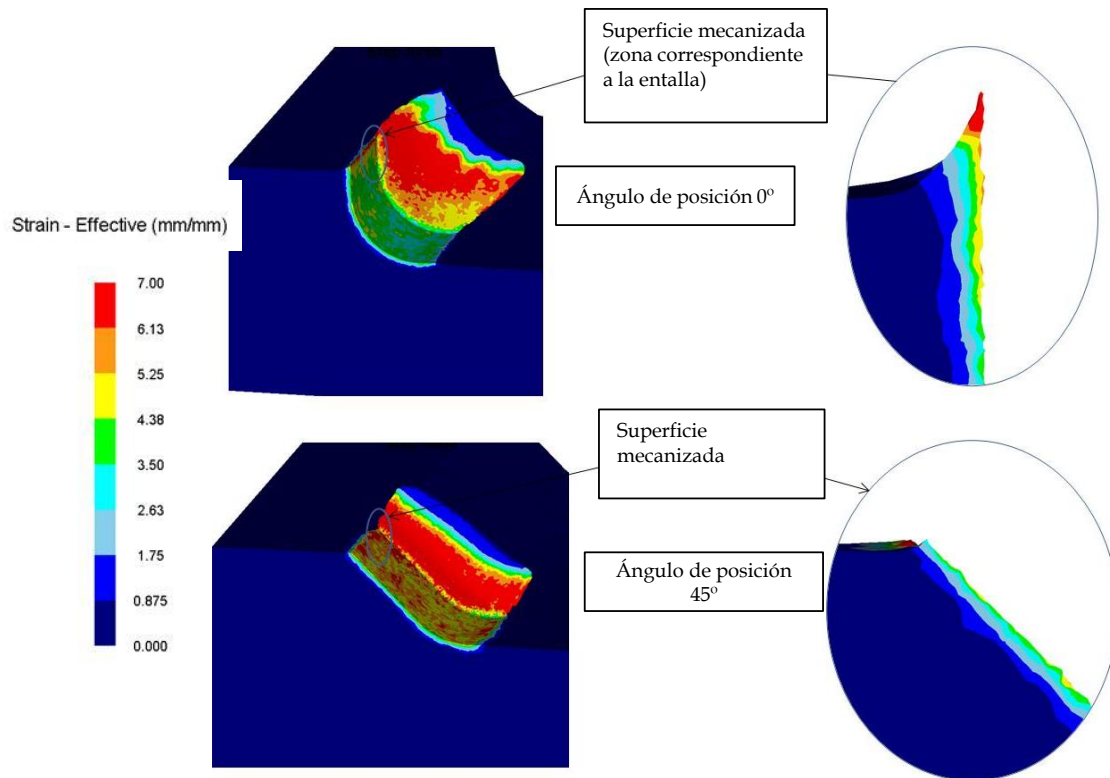


Figura 67.-Distribución de la deformación plástica efectiva para las condiciones:  $V_c = 400$  m/min, avance = 0,1 mm/rev, profundidad de pasada = 0,5 mm, en condiciones de seco y para dos ángulos de posición.

Para los casos con ángulo de orientación del filo principal de 45°, la deformación plástica equivalente en la superficie mecanizada decrece ligeramente de la velocidad 50m/min a 70m/min y permanece aproximadamente constante para mayores velocidades.

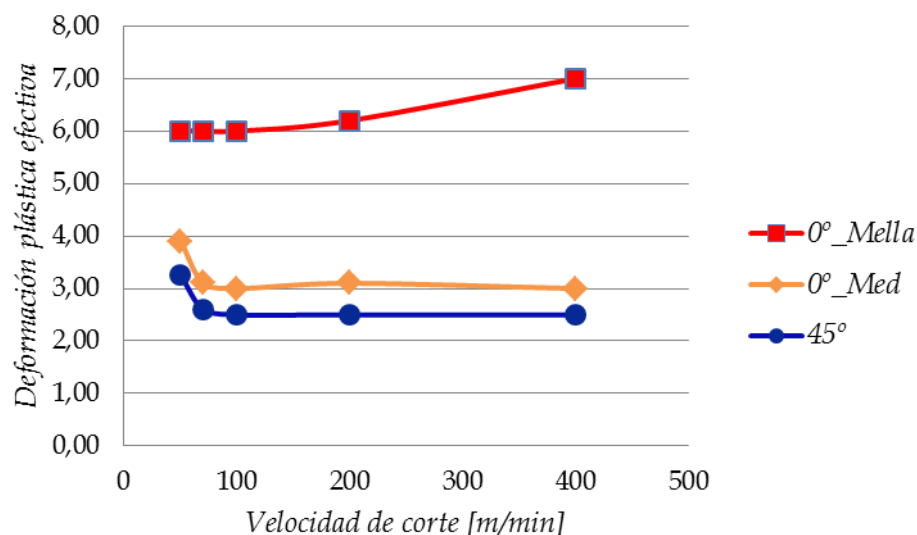


Figura 68.- Influencia de la velocidad de corte en la deformación plástica efectiva máxima de la superficie mecanizada para orientaciones del filo principal 45° (región correspondiente al filo principal de la herramienta) y 0° (región correspondiente a la zona de la herramienta donde se podría encontrar un defecto tipo).

Cuando la orientación del filo principal era de  $0^\circ$ , en la zona correspondiente a la media del filo de la herramienta se observaba el mismo comportamiento que el observado para las herramientas con la orientación de filo principal de  $45^\circ$ . Sin embargo, en la zona correspondiente a donde se localiza el desgaste de entalla el comportamiento difería. La deformación plástica equivalente se mantenía constante para las velocidades comprendidas entre 50m/min y 100m/min para aumentar significativamente al considerar mayores velocidades de corte (un 16% de incremento entre la velocidad de corte 100m/min y 400m/min).

Las mayores deformaciones en la superficie mecanizada para la herramienta con ángulo  $0^\circ$  también se relaciona con una superficie mecanizada más endurecida y que daría lugar a más desgaste de flanco que para la herramienta con ángulo  $45^\circ$ . Este resultado es coherente con lo observado experimentalmente. Este efecto es más significativo para la velocidad de corte 50m/min.

### **3.7.Conclusiones del capítulo.**

Se ha desarrollado un modelo numérico tridimensional de procesos de torneado de Inconel 718 para operaciones de acabado. El modelo se corresponde con dos de las geometrías de herramienta consideradas en los ensayos de desgaste descritos en el capítulo 2: afilado F1 y ángulos de posición del filo principal  $0^\circ$  y  $45^\circ$ . Además de considerarse los parámetros de corte empleados en los ensayos de desgaste (velocidades 50 y 70m/min) se ha modelizado el proceso considerando altas velocidades de corte (100, 200 y 400m/min).

Debido a las limitaciones del código y del equipo informático empleado, el tamaño mínimo que pudo conseguirse para los elementos de la malla de la zona de formación de la viruta y de contacto material-herramienta fue de aproximadamente  $10\mu\text{m}$ . Para poder obtener una mejor correlación entre los resultados numéricos y experimentales sería necesario poder trabajar con mallados de mayor densidad.

Después de la validación experimental del modelo numérico desarrollado puede considerarse que es adecuado para el análisis del mecanizado y desgaste de herramienta en procesos de torneado de Inconel 718. Las diferencias encontradas entre los valores numéricos y experimentales de la fuerza total de mecanizado se encuentran entre el 1% y el 18%. No obstante, especialmente para bajas velocidades de corte, el

modelo no predice adecuadamente la fuerza de avance y la fuerza de penetración, por lo que algunos de los resultados numéricos obtenidos para dichas velocidades pueden ser poco precisos.

Del modelo numérico se extrajo importante información de difícil medida experimentalmente:

- El área de contacto viruta-herramienta es mayor para los casos con ángulo de posición del filo principal  $0^\circ$  que para los casos con ángulo  $45^\circ$ . Para ambas geometrías de herramienta, dicho área se reduce al aumentar la velocidad de corte.
- Se analizó la temperatura de la herramienta durante el proceso de mecanizado. Aunque no se llegó al estado estacionario, se pudo apreciar que en los casos con ángulo de posición del filo  $0^\circ$ , desde los primeros instantes, se producía una zona de altas temperaturas de mayor anchura en la zona correspondiente a la formación de la entalla. Este efecto no se observaba para ángulo de posición del filo  $45^\circ$ .
- Se midió la longitud de contacto herramienta-viruta, destacándose que para un ángulo de orientación del filo principal de  $0^\circ$  la longitud de contacto no era homogénea a lo largo del filo (al contrario de lo que ocurría con el ángulo de posición  $45^\circ$ ) produciéndose un mayor contacto en la zona del filo correspondiente a donde se localizan experimentalmente las entallas. La longitud de contacto viruta-herramienta se reducía al aumentar la velocidad de corte.
- Diversos estudios apuntan a las altas temperaturas y el endurecimiento por deformación del material mecanizado como principales factores que influían en la aparición del desgaste de entalla. Por ello, se obtuvieron a partir del modelo numérico las distribuciones de temperatura y deformación plástica en la superficie mecanizada. Para la herramienta con ángulo de posición de filo principal  $45^\circ$ , tanto la temperatura como la deformación plástica efectiva en la superficie mecanizada, eran homogéneas a lo largo del filo principal para todas las velocidades de corte simuladas. Sin embargo para la orientación del filo principal  $0^\circ$ , para todos los rangos de velocidades simulados, se observaron



incrementos de dichas magnitudes en las zonas correspondientes a donde se originan las entallas. Estos fenómenos podrían estar relacionados con la tendencia a generarse entallas en la herramienta cuando el ángulo de posición del filo principal de la misma es pequeño.

- Las mayores deformaciones en la superficie mecanizada para la herramienta con ángulo  $0^\circ$  también se relacionan con una superficie mecanizada más endurecida y que daría lugar a más desgaste de flanco que para la herramienta con ángulo  $45^\circ$ . Este resultado es coherente con lo observado experimentalmente. Este efecto es más significativo para la velocidad de corte 50m/min.
- Se compararon también las temperaturas alcanzadas en la viruta para las dos orientaciones del filo principal estudiadas, obteniéndose valores mayores para iguales velocidades de corte para orientaciones de filo principal igual a  $0^\circ$ , coincidiendo las zonas de temperatura máxima con la superficie de la herramienta donde experimentalmente se observaron entallas.

Con el modelo desarrollado se pudo contrastar los resultados experimentales, demostrándose la influencia de la orientación del filo principal de la herramienta en la aparición principalmente de los desgastes de tipo entalla [53], [69].



## **4. CAPÍTULO IV. CONCLUSIONES Y TRABAJOS FUTUROS.**

### **4.1. Conclusiones y aportaciones originales.**

Este trabajo de tesis doctoral se ha centrado en el estudio del torneado en seco de la superaleación base níquel, Inconel 718, de uso estratégico en aplicaciones de elevada responsabilidad. El trabajo desarrollado se ha basado en una metodología que ha utilizado técnicas experimentales y de modelado numérico del proceso de torneado.

#### **Conclusiones y aportaciones relativas al trabajo experimental.**

Mediante el trabajo experimental han sido analizados los mecanismos de desgaste y la integridad de la pieza mecanizada en el proceso de acabado en torneado. Los ensayos pretendían poner de manifiesto la viabilidad de realizar procesos de acabado de torneado industrial sin refrigerante. Se llevaron a cabo ensayos en condiciones de torneado en seco y utilizando taladrina. Se ensayaron distintas herramientas comerciales, en total cuatro configuraciones de herramienta, todas ellas de metal duro

(sustrato de carburo de wolframio) con recubrimiento multicapa TiAl/TiAlN. Las principales conclusiones respecto a esta parte del trabajo son las siguientes:

*Desgaste de herramienta:*

- En las condiciones de torneado de Inconel 718 ensayadas se observaron numerosos tipos de desgaste de herramienta. Los más significativos fueron el desgaste de entalla y el astillado del filo. El deterioro del filo por astillamiento daba lugar a la adhesión de material sobre la superficie de desprendimiento de la herramienta (recrecimiento de filo). En general, el desgaste de flanco también crecía rápidamente, pero en muchos casos no alcanzaba valores elevados debido a las reducidas duraciones de la herramienta.
- Las herramientas que mayores vidas de filo permitieron obtener fueron las de material TS2000 con afilado F1 y ángulo de posición del filo principal  $45^\circ$  (herramienta T4). El incremento del ángulo de posición del filo fue especialmente positivo para la velocidad de corte 50m/min, reduciendo drásticamente el astillado del filo, la formación de entallas y el desgaste de flanco. En estas condiciones el tipo de desgaste dominante fue el desgaste de flanco y se alcanzaron duraciones de filo de 30 minutos con taladrina y de 22 minutos en seco. Para la velocidad de corte 70m/min el desgaste de astillado siguió siendo muy rápido (vidas de filo de unos 5 minutos).

*Rugosidad superficial:*

- En general se encontraron rugosidades algo menores para los ensayos realizados con taladrina. Los valores iniciales de  $R_a$  encontrados en los ensayos realizados con taladrina eran en torno a  $0,5\mu\text{m}$ , frente a los valores de  $R_a$  en torno a  $1\mu\text{m}$  para los ensayos realizados en seco.
- El incremento de la rugosidad superficial debido al desgaste de la herramienta no fue muy significativo, obteniéndose rugosidades de buena calidad ( $R_a$  máximos de  $1,5\mu\text{m}$ ) incluso con herramientas con desgaste cercano al fin de vida.

*Fuerzas de mecanizado:*

- En los ensayos con herramienta nueva la influencia del uso o no de taladrina en el valor de las fuerzas de mecanizado fue despreciable.
- En general todas las componentes de la fuerza de mecanizado fueron mayores para las herramientas a fin de vida que para la correspondiente herramienta nueva. Los incrementos fueron ligeramente superiores para las herramientas ensayadas con taladrina que para las ensayadas en seco.

*Tensiones residuales:*

- Las tensiones residuales debidas al mecanizado son una de las magnitudes más representativas del daño producido por el dicho proceso. Especialmente pueden dar lugar a fallos en servicio cuando son positivas (tensiones de tracción) favoreciendo el inicio de las fisuras y correspondiente rotura por fatiga.
- En los ensayos realizados las tensiones residuales superficiales más relevantes fueron las correspondientes a la dirección del movimiento de corte, que presentaron valores positivos de entre 600 y 800MPa, para los mecanizados herramienta sin desgaste. En general, las diferencias entre los resultados para mecanizado con taladrina o en seco no son muy significativas. El desgaste de la herramienta incrementó el nivel de estas tensiones residuales principalmente para la herramienta con afilado F1 y ángulo de posición 45° (herramienta T4) y en menor medida para la herramienta con afilado F2 (herramienta T3). El incremento de las tensiones residuales fue mayor en los mecanizados en seco.
- Por tanto, especialmente para la herramienta T4 (la que mayor duración presentó en los ensayos de desgaste) es necesario controlar el daño debido al mecanizado para garantizar niveles de tensiones residuales aceptables. Para aplicaciones de elevada responsabilidad el nivel de daño podría forzar sustituir a la herramienta aun cuando su nivel de desgaste no fuera muy elevado.

La principal aportación del trabajo experimental de la Tesis consiste en la identificación de los parámetros de influencia en los modos de desgaste en la operación analizada, especialmente el ángulo del posicionamiento del filo. Asimismo la relación entre durabilidad de herramienta y tensión residual que pone de manifiesto la obligatoriedad de considerar vida de herramienta e integridad superficial de la pieza de forma conjunta.

Estos resultados se han publicado en un artículo en la revista *Wear* [53].

#### Conclusiones y aportaciones relativas al modelo numérico.

El trabajo de modelización numérica consistió en el desarrollo de un modelo 3D del proceso de acabado en torneado de Inconel 718. Los modelos 3D, aunque muy costosos desde el punto de vista computacional, son imprescindibles para reproducir la geometría real de la herramienta para determinados análisis como los relativos al desgaste de entalla o a la integridad superficial de la pieza. El modelo desarrollado en el código comercial DEFORM 3D, que reproduce las condiciones de torneado en seco experimentales, se ha aplicado a las configuraciones de herramienta con afilado F1 (T1, T2 y T4). Asimismo, se ha extendido el análisis numérico a velocidades de corte superiores a las de los ensayos de desgaste (hasta 400 m/min) con el fin de obtener tendencias con la velocidad. El trabajo de modelado numérico ha dado lugar a las siguientes conclusiones:

- Se observa en la zona de contacto herramienta-viruta para un ángulo de orientación del filo principal de  $0^\circ$  que la longitud de contacto a lo largo del filo no era homogénea (al contrario de lo que ocurría con el ángulo de posición  $45^\circ$ ) produciéndose un mayor contacto en la zona del filo correspondiente a donde se localizan experimentalmente las entallas. Además, se observa que al aumentar la velocidad de corte se disminuyen el área de la zona de contacto herramienta-viruta (al igual que la longitud de contacto).
- En las simulaciones con herramienta con ángulo de posición del filo principal  $0^\circ$  se obtuvieron altos niveles de deformación plástica y de temperatura en la zona de la superficie mecanizada en contacto con la parte de la herramienta donde se origina el desgaste de entalla. En los casos con ángulo de posicionamiento  $45^\circ$  los niveles de deformación y de temperatura en la

superficie mecanizada son aproximadamente constantes a lo largo de toda la zona de contacto con el filo y más reducidos que los obtenidos con ángulo  $0^\circ$ . Este resultado es coherente con los ensayos de desgaste experimentales y corrobora la teoría que considera el endurecimiento por deformación del material es uno de los principales factores que influyen en el desgaste de entalla.

- La distribución de temperaturas en la superficie de la viruta en contacto con la herramienta mostró un comportamiento similar en relación con el ángulo de posición del filo principal. Para los casos con ángulo de posición del filo  $0^\circ$  se observó un importante incremento de temperatura en la viruta en la zona cercana a la formación de entalla. Para ángulo de posición  $45^\circ$ , la temperatura máxima en la superficie de contacto de la viruta con la herramienta se obtenía en la zona central. Este resultado es coherente con la mayor incidencia del desgaste de entalla para las herramientas con ángulo de posición de filo  $0^\circ$ . Por otra parte, la temperatura en la virutase incrementa con la velocidad de corte.

Es importante hacer notar que la simulación 3D del corte es novedosa en sí misma y hasta la fecha no se había utilizado con el propósito de explicar la evolución de las variables influyentes en los mecanismos de desgaste en Inconel 718, en concreto el desgaste de entalla. Está en revisión un artículo en la revista *Wear* [69].

## 4.2. Líneas de trabajo futuro

El modelado 3D de aleaciones avanzadas dista mucho de estar resuelto. Se pretende mejorar el modelo numérico en los puntos siguientes:

- Alcanzar el estado estacionario desde el punto de vista de las temperaturas en la herramienta de modo que se pueda obtener información cuantitativa acerca de dicha magnitud.
- Disminuir el tamaño de los elementos utilizados en la zona primaria de formación de viruta de modo que se pueda obtener información más precisa acerca de variables relacionadas con la integridad superficial.
- Incluir en el modelo numérico criterios de límite de daño que supongan la eliminación del material que alcanza dichos valores para mejorar la calidad de los resultados numéricos.
- Modelar las geometrías de herramienta desgastadas con el fin de extender el modelo numérico al análisis de la herramienta desgastada.

Desde el punto de vista experimental sería deseable completar la información:

- Realizar ensayos de desgaste a altas velocidades de corte empleando herramientas de nitruro de boro cúbico (CBN).
- Analizar los cambios microestructurales y realizar medidas de microdureza para profundizar en la determinación del efecto del mecanizado sobre la integridad superficial de la pieza.
- Medir las tensiones residuales en profundidad dentro de la pieza mecanizada.
- Realizar medidas directas de temperatura durante el mecanizado.



### 4.3.Publicaciones en congresos y revistas.

#### Publicación en congresos:

X. Soldani, A. Molinari, J.Díaz-Álvarez, H. Miguélez, Analysis of adiabatic shear banding in machining, IUTAM Symposium on Materials and interfaces under high strain rate and large deformation, June 17-21, 2013, Metz, France (aceptado)

J.Díaz-Álvarez, X.Soldani, J.L. Cantero, H. Miguélez, Surface integrity in finishing turning of Inconel 718, 5th Manufacturing Engineering Society International, Conference MESIC 2013, Zaragoza (en revisión)

J.Díaz-Álvarez-Álvarez-Álvarez, J.L. Cantero, J.A. De La Cruz, H. Miguélez, Análisis numérico 3D de las magnitudes termomecánicas relacionadas con el desgaste de entalla en procesos de mecanizado en seco de Inconel 718, 14, 15 y 16 de noviembre de 2012, XIX Congreso Nacional de Ingeniería Mecánica, Castellón.

J.Díaz-Álvarez-Álvarez-Álvarez, J.L. Cantero, J.A. De La Cruz, H. Miguélez ,3D Numericalanalysis of a dryturningprocesses of Inconel 718. Workshop, 2-4 May, 2012, Poznan.

#### Publicación en revistas:

J.Díaz-Álvarez, J.L. Cantero, H. Miguélez, X. Soldani, Numericalmodelling of thermomechanical phenomena involved in tool wear evolution during dry turning of inconel 718, Wear (en revisión)

J.L. Cantero, J.Díaz-Álvarez, H. Miguélez, N. Marín,Analysis of tool wear patterns in finishing turning of Inconel 718, Wear, 297, 885–894, (2013).

H. Miguélez, C. Santiuste, J.Díaz-Álvarez, X. Soldani, J.L. Cantero,Three-Dimensional Modeling of Machining Processes, Advanced Materials Research Vol. 498 (2012) pp 255-260.



## 5. **BIBLIOGRAFÍA**

- [1]. L.N. López de Lacalle, J.A. Sánchez Galíndez, A. Lamikiz Menchaca, Mecanizado de alto rendimiento: Procesos de Arranque, Ediciones Técnicas Izaro, 2004.
- [2]. E. Ceretti, P. Fallbohmer, W.T. Wu, T. Altan, Application of 2D FEM to chip formation in orthogonal cutting, Journal of Materials Processing Technology, 59 (1996) 169-180.
- [3]. J. Rech, A. Moisan, Surface integrity in finish hard turning of case-hardened steels, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 43 (2003) 543-550.
- [4]. D.W. Smithey, S.G. Kapoor, R.E. DeVor, A worn tool force model for three-dimensional cutting operations, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 40 (2000) 1929-1950.
- [5]. E.O. Ezugwu, S.H. Tang, Surface abuse when machining cast-iron (G-17) and nickel-base superalloy (Inconel 718) with ceramic tools, Journal of Materials Processing Technology, 55 (1995) 63-69.

- [6]. K. Okushima, Y. Kakino, A study on the residual stress produced by metal cutting, *Memoirs of the Faculty of Engineering, Kyoto*, 34 (1972) 234-248.
- [7]. L. Guerville, J. Vigneau, Influence of machining conditions on residual stresses, in: D. Dudzinski, A. Molinari, H. Schulz (Eds.), *Metal Cutting and High Speed Machining*, Kluwer Academic Plenum Publishers (2002) 201-210.
- [8]. A. Muñoz, Análisis experimental y numérico de las tensiones residuales debidas a mecanizado de aceros inoxidables austeníticos, Tesis Doctoral, Universidad Carlos III, Madrid, 2008.
- [9]. M. Nasr, E.G. Ng, M.A. Elbestawi, Modelling the effects of tool-edge radius on residual stresses when orthogonal cutting AISI 316L, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 47(2007) 401-411.
- [10]. L. Chen, T.I. El-Wardany, W.C. Harris, Modelling the effects of flank wear land and chip formation on residual stresses, *Annals of the CIRP*, 53 (1) (2004) 95-98.
- [11]. H. Miguélez, R. Zaera, A. Molinari, R. Cheriguene, A. Rusinek. Residual stresses in orthogonal cutting of metals: the effect of thermo-mechanical coupling parameters and of friction, *Journal of Thermal Stresses*, 32 (2008) 269-289.
- [12]. E.K. Henriksen, Residual stresses in machined surfaces, *Trans. ASME*, 73 (1951) 69-76.
- [13]. R. M'Saoubi, J.C. Outeiro, B. Changeux, J.L. Lebrun, A. Morão Dias, Residual stress analysis in orthogonal machining of standard and resulfurized AISI 316L steels, *Journal of Materials Processing Technology*, 96 (1999) 225-233.
- [14]. E. Capello, Residual stresses in turning. Part I: influence of process parameters, *Journal of Materials Processing Technology*, 160 (2005) 221-228.
- [15]. W.B. Saïi, N.B. Salah, J.L. Lebrun, Influence of machining by finishing milling on surface characteristics, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 41 (2001) 443-450.

- [16]. J.C. Outeiro, D. Umbrello, R. M'Saoubi, Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L steel, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 46 (2006) 1786-1794.
- [17]. A.E. Oñate, "Turboreactores: Teoría, Sistemas y Propulsión de Aviones", Editorial Aeronáutica Sumaas S.A., 1981.
- [18]. J.M. Ruiz Prieto, A. Vitores Villena, "Superalcaciones", Metales y Aleaciones no Ferreas, Ed. Gómez-Pardo, pp. 299, 1976.
- [19]. J.M. Contreras, Estudio de la influencia de la morfología y de la distribución de tamaños de partícula del polvo en la obtención de aleaciones base Cu y base Ni mediante la tecnología mim, Tesis Doctoral, Universidad Carlos III, Madrid, 2008.
- [20]. M.G. Burke, M.K. Miller, "Precipitation in alloy 718: A combined AEM and APFIM investigation", Superalloys 718, 625 and various Derivates, Edited by E. Loria, pp. 337- 350, 1991.
- [21]. N. Richards, D. Aspinwall, Use of ceramic tools for machining nickel-based alloys, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 29 (4) (1989) 575-588.
- [22]. E.O. Ezugwu, Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys, *Int J Mach. Tools Manuf.* 45(12-13) (2005) 1353-1367.
- [23]. E.O. Ezugwu, Z.M. Wang, A.R. Machado, The machinability of nickel-based alloys: a review, *J. Mater. Process. Technol.*, 86 (1999) 1-16.
- [24]. E.O. Ezugwu, I.R. Pashby, High speed milling of nickel-based superalloys, *J. Mater. Process. Technol.* 3 (1992) 429-437.
- [25]. K.A. Kadirgama, M.M. Abou-El-Hossein Noor, K.V. Sharma, B. Mohammad, Tool life and wear mechanism when machining Hastelloy C-22HSC, *Wear* 270 (2011) 258-268.

- [26]. J. Aucote et al.[ J. Aucote, S.R. Foster, Performance of sialon cutting tools when machining nickel-base aerospace alloys, *Mater. Sci. Technol.* 2 (2) (1986) 700–708.
- [27]. M. Rahman, W.K.H. Seah, T.T. Teo, The machinability of Inconel 718, *J. Mater. Process. Technol.* 63 (1997) 199–204.
- [28]. D. Dudzinski, A. Devillez, A. Moufki, D. Larrouquère, V. Zerrouki, J. Vigneau, A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 44 (2004) 439–456.
- [29]. R. Arunachalam, M.A. Mannan, Machinability of nickel-based high temperature alloys, *Machining Science and Technology*, 4 (2000), 127-168.
- [30]. A. Bhatt, H. Attia, R. Vargas, V. Thomson, Wear mechanisms of WC coated and uncoated tools in finish turning of Inconel 718, *Tribol. Int.* 43 (2010) 1113–1121.
- [31]. Endrino J, Fox-Rabinovich GS, Gey C., Hard AlTiN, AlCrN PVD coatings for machining of austenitic stainless steel. *Surf. Coat. Technol.*; 200 (24) (2006) 6840–6845.
- [32]. K Kutschej, PH. Mayrhofer, M. Kathrein, P. Polcik, C. Mitterer , A new low-friction concept for Ti1-xAlxN based coatings in high-temperature applications. *Surf. Coat. Technol.* 188–189 (2004) 358–63.
- [33]. P.C. Jindal, A.T. Santhanam, U. Schleinkofer, A.F. Shuster, Performance of PVD, TiN, TiCN, and TiAlN coated cemented carbide tools in turning, *Int. J. Refrac. Met. Hard. Mater.* 17 (1999) 163–170.
- [34]. S. Derrien, J. Vigneau, High speed milling of difficult to machine alloys, in: A. Molinari, H. Schulz, H. Schulz (Eds.), *Proceedings of the First French and German Conference on High Speed Machining*, University of Metz, France, 1997.
- [35]. C. Ducros, V. Benevent, F. Sanchette, Deposition, characterization and machining performance of multilayer PVD coatings on cemented carbide cutting tools, *Surface and Coatings Technology*, 163-164 (2003), 681-688.

- [36]. J. Rech, J.L. Battaglia, A. Moisan, Thermal influence of cutting tool coatings, *Journal of Materials Processing Technology*, 159 (2005) 119-124.
- [37]. J.L. Cantero, M.M. Tardío, J.A. Canteli, M. Marcos, M.H. Miguélez, Dry drilling of alloy Ti-6Al-4V, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 45 (2005) 1246-1255.
- [38]. K.-D. Bouzakis, N. Michailidis, N. Vidakis, G. Erkens, Interpretations of PVD coated inserts wear phenomena in turning, *Ann. CIRP* 49 (1) (2000) 65-68.
- [39]. L. N López de Lacalle, J. Perez Bilbatúa, J.A. Sánchez, J.I. Llorente, A. Gutierrez, J. Albóniga, Using high pressure coolant in the drilling and turning of low machinability alloys, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 16(2) (2000), 85-91.
- [40]. T.I. El-Wardany, E. Mohammed, M.A. Elbestawi, Cutting temperature of ceramic tools in high speed machining of difficult-to cut materials, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 36 (5) (1996), 611-634.
- [41]. M.A. Elbestawi, T.I. El-Wardany, Yan Di, Tan Min, Performance of whisker-reinforced ceramic tools in milling nickel-based alloy, *Annals of CIRP*, 42 (1) (1993), 99-102.
- [42]. M. Field, J.F. Khales, Review of surface integrity of machined components, *Annals of CIRP*, 20 (2) (1971) 153-163.
- [43]. B.K. Subhas, Bhat Ramaraja, K. Ramachandra, H.K. Balakrishna, Simultaneous optimization of machining parameters for dimensional instability control in aero gas turbine components made of Inconel 718 alloy, *Journal of Manufacturing Science and Engineering Transactions ASME*, A22 (2000), 586-590.
- [44]. D.A. Axinte, R.C. Dewes, Surface integrity of hot work tool steel after high speed milling—experimental data and empirical models, *Journal of Materials Processing Technology*, 127 (2002), 325-335.

- [45]. M. Nasr, E.G. Ng, M.A. Elbestawi, Modelling the effects of tool-edge radius on residual stresses when orthogonal cutting AISI316L, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 47 (2007), 401-411.
- [46]. C. Schlauer, R.L. Peng, M. Ode'n, Residual stresses in a nickel based super alloy introduced by turning, *Materials Science Forum*, 404-407 (2002), 173-178.
- [47]. F. Klocke, Dry cutting, *Annals of the CIRP*, 46(2) (1997), 519-526.
- [48]. H. Schulz, J. Dörr, I.J. Rass, M. Schulze, T. Leyendecker, G. Erkens, Performance of oxide PVD-coatings in dry cutting operations, *Surface and Coatings Technology*, 146-147 (2001), 480-485.
- [49]. L. Settineri, M. G. Faga, B. Lerga, Properties and performances of innovative coated tools for turning inconel, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 48 (2008) 815-823.
- [50]. K.D. Bouzakis, N. Vidakis, N. Michailidis, T. Leyendecker, G. Erkens, G. Fuss, Quantification of properties modification and cutting performance of (Ti<sub>1-x</sub>Al<sub>x</sub>)N coatings at elevated temperatures, *Surface and Coatings Technology*, 120-121 (1999), 34-43.
- [51]. N.M. Renevier, N. Lobiondo, V.C. Fox, D.G. Teer, J. Hampshire, Performance of MoS<sub>2</sub>/metal composite coatings used for dry machining and other industrial applications, *Surface and Coatings Technology*, 123 (2000), 84-91.
- [52]. A. Devillez, G. Le Coz, S. Dominiak, D. Dudzinski, Dry machining of Inconel 718, workpiece surface integrity, *J. Mater. Process. Technol.* 211 (2011) 1590- 1598.
- [53]. J.L. Cantero, J. Díaz, H. Miguélez, N. Marín, Analysis of tool wear patterns in finishing turning of Inconel 718, *Wear*, 297, (2013), 885-894.
- [54]. J. Lorentzon, N. Järvstrat, Modelling tool wear in cemented-carbide machining alloy 718, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 48 (2008) 1072- 1080.



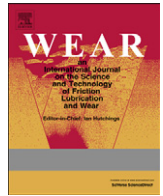
- [55]. Aurich JC, Bil H (2006) 3D Finite Element Modelling of Segmented Chip, Formation. CIRP Annals 55(1):47-50.
- [56]. E. Uhlmann, M. Graf von der Schulenburg, R. Zettier, Finite Element Modeling and Cutting Simulation of Inconel 718, Annals of the CIRP Vol. 56/1/2007, 61-64.
- [57]. S.L. Soo, D.K. Aspinwall, R.C. Dewes, 3D FE modelling of the cutting of Inconel 718, Journal of Materials Processing Technology 150 (2004) 116-123.
- [58]. T. Ozel, M. Sima, A.K. Srivastava, B. Kaftanoglu, Investigations on the effects of multi-layered coated inserts in machining Ti-6Al-4V alloy with experiments and finite element simulations, CIRP Annals - Manufacturing Technology 59 (2010) 77-82.
- [59]. A. Attanasio, E. Ceretti, S. Rizzuti, D. Umbrello, F. Micari, 3D finite element analysis of tool wear in machining, CIRP Annals - Manufacturing Technology 57 (2008) 61-64.
- [60]. T. Özel, D. Ulutan, Prediction of machining induced residual stresses in turning of titanium and nickel based alloys with experiments and finite element simulations, CIRP Annals - Manufacturing Technology 61 (2012) 547-550.
- [61]. Finite element modeling of microstructural changes in turning of AA7075-T651 Alloy G. Rotella, O.W. Dillon Jr., D. Umbrello, L. Settineri, I.S. Jawahir, Journal of Manufacturing Processes xxx (2012) xxx-xxx.
- [62]. Lounes Illoul, Philippe Lorong, On some aspects of the CNEM implementation in 3D in order to simulate high speed machining or shearing, Computers and Structures 89 (2011) 940-958.
- [63]. Ismail Lazoglu, Coskun Islam, Modeling of 3D temperature fields for oblique machining, CIRP Annals - Manufacturing Technology 61 (2012) 127-130.
- [64] N. Marín, Análisis termomecánico de la influencia del desgaste geométrico de las herramientas en procesos de corte ortogonal de aceros inoxidable austeníticos, Tesis Doctoral, Universidad Carlos III, Madrid, 2010.

- [65]. A. Molinari, R. Cheriguene, H. Miguélez, Numerical and analytical modeling of orthogonal cutting: The link between local variables and global contact characteristics, *I. J. Mech. Sci.* 53 (2011) 183–206.
- [66]. A. Molinari, R. Cheriguene, M. H. Miguélez, Contact variables and thermal effects at the tool–chip interface in orthogonal cutting, *Int. J. Solids Struct.*, 49 (2012) 3774–3796.
- [67]. A. Muñoz-Sánchez, J.A. Canteli, J.L. Cantero, M.H. Miguélez, Numerical analysis of the tool wear.
- [68]. E.O. Ezugwu, Z.M. Wang, Performance of PVD and CVD coated tools when machining nickel-based, Inconel 718 alloy, in: N. Narutaki, et al. (Eds.), *Progress of Cutting and Grinding*, vol. 111, 1996, pp. 102–107.
- [69]. J. Díaz-Álvarez, J.L. Cantero, H. Miguélez, X. Soldani, Numerical modelling of thermomechanical phenomena involved in tool wear evolution during dry turning of inconel 718, *Wear* (en revisión).

## ***ANEXO :***

J.L. Cantero, J. Díaz, H. Miguélez, N. Marín, Analysis of tool wear patterns in finishing turning of Inconel 718, *Wear*, 297, (2013), 885–894.





# Analysis of tool wear patterns in finishing turning of Inconel 718

J.L. Cantero, J. Díaz-Álvarez, M.H. Miguélez\*, N.C. Marín

Department of Mechanical Engineering, Universidad Carlos III de Madrid, Avda. de la Universidad 30, 28911 Leganés, Madrid, Spain

## ARTICLE INFO

### Article history:

Received 29 April 2012

Received in revised form

2 September 2012

Accepted 1 November 2012

Available online 16 November 2012

### Keywords:

Tool wear

Inconel 718

Notching

Chipping

Coated carbide tools

## ABSTRACT

This paper focuses on the analysis of tool wear mechanisms in finishing turning of Inconel 718, one of the most used Ni alloys, both in wet and dry cutting. Cemented carbides, ceramics and CBN tools are suitable for machining Ni alloys; coated carbide tools are competitive for machining operations of Ni alloys and widely used in industry. Commercial coated carbide tools (multilayer coating TiAl/TiAlN recommended for machining Ni alloys) were studied in this work. The feasibility of two inserts tested for dry cutting of Inconel 718 has been shown in the work. Experimental test were performed in order to analyze wear patterns evolution. It was found great influence of side cutting edge angle in tool wear mode.

© 2012 Elsevier B.V. All rights reserved.

## 1. Introduction

Nickel-based superalloys are widely used in aerospace applications due to their excellent mechanical properties maintained at high temperature and their corrosion resistance. Machining of these alloys is still a challenge, especially in aggressive conditions such as dry cutting. Characteristics of superalloys (high temperature tensile and shear strength, strong work hardening, reduced thermal conductivity, the trend to form built-up edge (BUE) and the presence of abrasive particles in their microstructures) induce severe thermo-mechanical loads at the tool-chip interface resulting in significant wear of the tool [1].

Tool wear strongly influences production costs and affect surface integrity of the component [2,3].

Cutting tool selection is an important factor when machining Ni based alloys. Tool material should exhibit elevated wear resistance, high strength and toughness, high hardness at high temperature, chemical stability and thermal shock resistance. Cemented carbides have been used for decades and the use of multilayer coatings (TiN-TiCN-TiN) have improved their suitability for machining Ni-based alloys. Cemented carbide tools should not be used to machine nickel-based alloys at high speed since they cannot withstand the conditions of extreme high temperature and stress in the cutting zone. In general, the recommended cutting speeds range up to 30 m/min for uncoated inserts and up to 100 m/min when machining nickel-based alloys using cemented carbide tools properly coated [4]. Ceramic and

CBN tools have superior hot hardness and can be used at speeds around an order of magnitude higher than the coated carbide cutting tools. Ceramic tools ( $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiC}$ ,  $\text{Si}_3\text{N}_4$  Sialon and SiC whisker reinforced  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) have been used increasingly in cutting operations of Ni alloys. High cutting speed can be achieved with the use of whisker reinforced ceramics [5]. Cubic Boron Nitride (CBN) cutting tools give good performance and considerable increment in cutting speed when machining nickel-based alloys due to their notch wear resistance, however it should be considered their elevated cost [6,7]. Despite the advances in tool materials for cutting Ni alloys, coated cemented carbides are still competitive and widely used in industry.

Wear patterns observed in cutting tools results from the combined effect of different wear mechanisms involved in sliding friction occurring at the contact interface between tool, chip and machined surface (classical wear mechanisms are extensively analyzed in [8]). Ni alloys contains highly abrasive carbide particles causing abrasive wear. The low thermal conductivity and work hardening cause elevated temperature at the interface, up to 1200 °C. High temperature promotes oxidation and diffusion wear. Also the high chemical affinity between workpiece and materials used for cutting tools enhances diffusion phenomena [9]. Moreover, welding and adhesion onto the cutting tool frequently observed during machining of Ni alloys, generate damage on the tool rake face [2].

Adhesion and work hardening are related with severe notching at the tool nose and/or the intersection between cutting edge and machined surface, being significant failure mode during machining Ni alloys with cemented carbide cutting tools. Abrasion at the clearance surface induces flank wear, chipping and catastrophic failure, also known as cause of tool rejection during machining of

\* Corresponding author. Tel.: +34 91 6249402; fax: +34 91 6249430.  
E-mail address: [mhmiguel@ing.uc3m.es](mailto:mhmiguel@ing.uc3m.es) (M.H. Miguélez).

Ni alloys [10]. Burr formation commonly occurs as a consequence of work hardened layer, usually leading to catastrophic breakage of the insert edge [11].

The angle between the edge line and the longitudinal axis of the tool; side cutting edge angle ( $\kappa_r$  according to International Standard Organisation ISO 3685); influences tool performance during machining of Ni alloys. When  $\kappa_r$  is increased the length of the edge in contact with the workpiece is larger and in consequence stresses and temperatures are diminished, since the forces and heat are distributed over a larger portion of the cutting edge.

Rahman et al. [12] analyzed the influence of tool geometry, cutting speed and feed rate on turning of Inconel 718. Machining forces, surface roughness and flank wear were considered as the performance indicators for tool life. Two types of inserts were used, based on cemented carbide substrate coated with TiN and  $\text{Al}_2\text{O}_3$  CVD respectively. They studied the effect of  $\kappa_r$  on the tool life for three feeds (0.2, 0.3 and 0.4 mm/rev) and three cutting speeds (30, 40 and 50 m/min), the depth of cut was fixed to 2 mm. For both types of inserts, tool life increases as  $\kappa_r$  increases (in the range  $5^\circ$  to  $45^\circ$  and the temperature of the tool–chip interface related to the undeformed chip thickness decreases). Heat removal from the cutting edge was improved when the heat generated during the cutting process is distributed over a greater length of the cutting edge. Moreover the distribution of the cutting forces over a larger portion of the cutting edge reduces tool notching and substantially improves tool life.

Although the exact details of various investigations on notch formation during machining do not agree completely, it is possible to deduce a general conclusion: in order to minimize notching it is recommended to use a cutting tool with a large side cutting edge angle and negative rake angle [10].

Surface coatings are usually used in cutting tools for low machinability materials such as Ni superalloys. Coated tools outperform the behavior of the substrate especially when the cutting speed increases [13].

The TiAlN family of PVD coatings, with a favorable combination of hardness and oxidation stability at elevated temperatures, is one of the most used coatings for hard to cut materials [14] showing improved tool life under conditions of machining of aerospace alloys [15]. Jindal et al. [16] found that TiAlN coated tools exhibited good cutting performance when turning Inconel 718, AISI 1045 steel and ductile iron at low- and high-cutting speed conditions.

These coatings also typically have low thermal conductivity, which protects the tool surface from heat transfer however this fact could be negative for surface integrity due to the increased amount of heat transferred to the workpiece [17].

Main drawback of these PVD coatings is a lack of high temperature lubricity. As a result the adhesive wear mechanism is not fully addressed by applying this coating; this problem has motivated the recent development of adaptive hard coatings [18].

TiAlN is commonly used in combination with TiN, since multilayered coatings have mechanical advantages over single layer composed of either TiN or TiAlN [19]. TiAlN is also combined with  $\text{MoS}_2$  because of its lubricating properties or with CrN on account of its reduced tendency to weld to the workmaterial, improving resistance to adhesive wear [20].

Despite the aggressive conditions occurring during machining of Ni alloys for both tool and workpiece, dry cutting of this family of materials is desirable due to economical and environmental reasons. Global cost associated to coolant (acquisition, use, disposal and the cleaning of workpieces) is significant, up to four times the one of cutting tools used in cutting operations [21]. Coolants are widely used for disposal of chip, improvement of machining accuracy and surface finish, and extension of tool life, especially in aggressive cutting conditions. Dry cutting is the best

technique under the point of view of non generation of residual cutting fluid and Minimal Quantity Lubrication (MQL) involves significant reduction of industrial waste.

Settineri et al. [22] applied the coatings, TiN+AlTiN, TiN+AlTiN+ $\text{MoS}_2$  and CrN+CrN:C+C, by PVD techniques on WC-Co inserts, in order to compare their performance in machining experiments in dry and MQL turning of Inconel 718. The decreasing performance order of the coatings (TiN+AlTiN+ $\text{MoS}_2$ , followed by TiN+AlTiN, and finally CrN+CrN:C+C) was obtained from experiments and tool wear analysis. MQL was found to enhance tool performances, further limiting friction. Wear analysis obtained using SEM-EDS technique showed mainly abrasion and welding wear mechanisms. A large amount of built up edge was found on the cutting edge in all tools analyzed, leading in some cases to craterization and delamination.

Dévillez et al. [23] studied the effect of dry machining on surface integrity. Wet and dry turning tests were performed at various cutting speeds, with semi-finishing conditions (0.5 mm depth of cut and 0.1 mm/rev feed rate) and using a coated carbide tool. A cutting speed equal to 60 m/min was stated as an optimal value in dry machining: acceptable surface quality with residual stresses and microhardness values in the machining affected zone of the same order than those obtained in wet conditions were obtained and no severe microstructure alteration was detected. The trend to form built up edge is reduced or canceled in the case of wet cutting, because tool surfaces are cooler than in dry cutting preventing the adhesion tool wear. Notch wear at the depth of cut and flank wear were also observed in the carbide tool with coating TiCN– $\text{Al}_2\text{O}_3$ –TiN.

This paper focuses on the analysis of mechanisms and evolution of tool wear when turning Inconel 718, one of the most significant Ni alloys, both in wet and dry cutting. Scientific works in the literature show that dry cutting of Ni alloys is possible although elevated wear rate is involved in such conditions. Commercial coated carbide tools (multilayer coating TiAl/TiAlN recommended for machining Ni alloys) were analyzed, with different cutting geometries.

## 2. Experimental work

Turning tests were carried out in a lathe Pinacho Smart turn 6/165 equipped with a dynamometer Kistler 9257B for cutting force measurement (with both in fresh and worn inserts). Workpiece was a disc (diameter 150 mm, thickness 20 mm) of Inconel Alloy 718 annealed  $968^\circ\text{C}$  held for 50 min, water cooled. The longitudinal tool axis was positioned parallel to the lathe axis (see Fig. 1). Tool displacement direction was orthogonal to the lathe axis with constant cutting speed.

The workpiece was previously machined with a cutting insert different to those used during the tests. This methodology introduces an uncertainty in the establishment of the depth of cut especially significant when a small value of depth is considered (0.5 mm in this case). An experimental device (see Fig. 1) based on a precise dial depth gage (Mitutoyo ref. 3109, resolution 0.001 mm) was installed in the lathe, allowing the measurement of effective depth of cut in each pass.

Surface quality was analyzed using a device Mitutoyo Serie 178 modelo SJ-201 for roughness measurement.

Three commercial carbide diamond shaped cutting inserts [24], were used for finishing turning of Inconel 718 both in wet and dry cutting. All inserts were positive (horizontally positioned on the tool holder), with tip angle equal to  $80^\circ$  and tip radius equal to 0.4 mm. Two different carbide substrates (CP500 and TS2000) were tested while the same multilayer coating (inner layer TiAlN and external layer TiN) was used in all inserts. Both substrates are recommended

by the tool manufacturer for finishing operations of low machinability alloys. CP500 is a very tough micrograin hard metal intended for finishing and medium roughing of thermo-resistant alloys. TS2000 based on micro-grains is principally intended for finishing operations on superalloys.

Two different configurations of the cutting edge ( $E_1$  and  $E_2$ ) suitable for finishing turning of superalloys, were considered for the inserts based on substrate TS2000. The inserts based on CP500 substrate had the configuration  $E_1$ . Fig. 2 shows schematically edge configurations  $E_1$  (a sharp cutting edge that gives easy-cutting properties) and  $E_2$  (robust and proper for finishing operations).

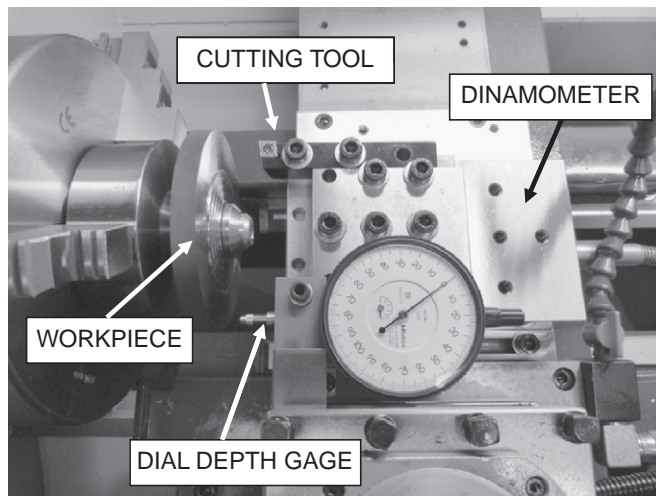


Fig. 1. Lathe instrumented for measurement of cutting force and effective depth of cut.

The configurations material/geometry of the insert previously described were positioned in the tool holder with  $\kappa_r$  equal to  $0^\circ$ . After preliminary tests showing the good performance of material TS2000 with geometry  $E_1$ , for the finishing operation, it was decided to check this configuration also with  $\kappa_r$  equal to  $45^\circ$  in order to evaluate the enhancement of performance (see Fig. 3). Thus four different insert configurations denoted in the following  $T_1$ ,  $T_2$ ,  $T_3$  and  $T_4$  were tested (see Table 1).

Cutting tests were carried out with coolant and in dry conditions. The cutting parameters were established in the range of tool manufacturer recommendations for the use of cutting inserts with coolant. Dry cutting is more aggressive, thus the recommended parameters for wet cutting could be excessive for dry tests. However in order to compare results, the same parameters were stated for all conditions analyzed, in consequence reduced tool life is obtained in some cases as will be shown in the next section. The tools with very short lives have no practical interest for industry and the cutting speed should be reduced when used in especially aggressive conditions.

Dry and lubricated finishing turning were carried out with the following cutting parameters: depth of cut 0.5 mm, feed rate 0.1 mm/rev, cutting speed 50 and 70 m/min. Thus tests were performed for each insert in four different conditions: with and

Table 1  
Insert configurations used in turning tests.

Tool	Coating	Substrate	Cutting edge	$\kappa_r$
$T_1$	TiAlN/TiN	CP500	$E_1$	$0^\circ$
$T_2$	TiAlN/TiN	TS2000	$E_1$	$0^\circ$
$T_3$	TiAlN/TiN	TS2000	$E_2$	$0^\circ$
$T_4$	TiAlN/TiN	TS2000	$E_1$	$45^\circ$

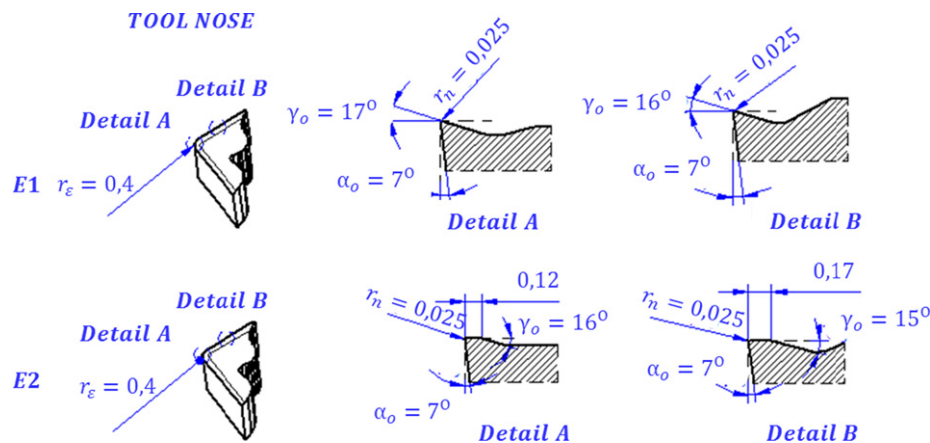


Fig. 2. Edge configurations  $E_1$  and  $E_2$  (courtesy by SECO).

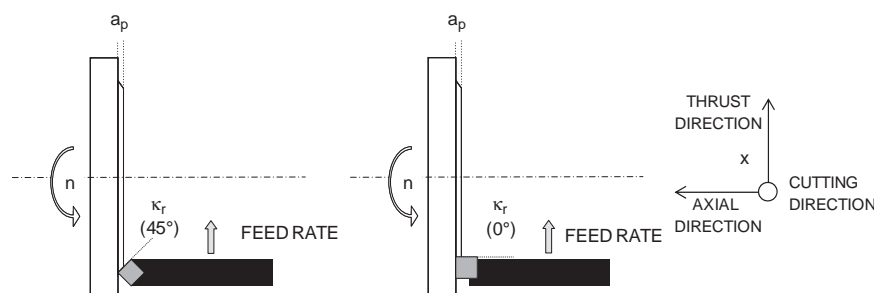


Fig. 3. Scheme of  $\kappa_r$  during turning tests.

without coolant and two cutting speeds (50 and 70 m/min). Cutting forces and real depth of cut were measured in each test. Turning tests were systematically stopped in order to analyze wear evolution using optical microscope and SEM-EDS technique was used to verify the initial geometry of the fresh cutting edge and to analyze the final state of wear at the end of tool life.

### 3. Results and discussion

#### 3.1. Cutting forces

As was explained in Section 2, the depth of cut was verified after each pass. Forces were normalized for the nominal value of 0.5 mm, multiplying the measured value of the force by the ratio between the nominal depth of cut and the actual value of the depth of cut.

The components of the cutting force in directions of cutting speed, feed and depth of cut are denoted cutting force  $F_c$ , thrust force  $F_t$ , and axial force  $F_a$ , respectively. Forces measured during turning tests are summarized in Fig. 4.

**Fresh tools:** Small differences (less than 5%) in all components of cutting force were observed for fresh tools  $T_1$  and  $T_2$ . The component  $F_c$  was also similar for tools  $T_3$  and  $T_4$ . However higher values of  $F_t$  and  $F_a$  (10–25%) were found for the tool  $T_3$  (corresponding with the cutting edge  $E_2$  with decreased effective rake angle) when compared with  $T_1$  and  $T_2$ . The tool  $T_4$  showed a significant increment (70–120%) in the component  $F_t$  because of the inclination of the cutting edge and the enhanced specific cutting force due to the change of edge position ( $45^\circ$ ) leading to decreased chip thickness. Increasing the ratio between edge radius and effective chip thickness, results in higher levels of specific force.

The influence of coolant in cutting force when machining with fresh tool could be considered negligible: the level of force is approximately the same in dry conditions and using coolant.

**Worn tools:** Different wear mechanisms were observed, mainly notch wear, flank wear, workpiece material adhesion (built up edge, BUE), chipping at the cutting edge. Thus the end of tool life criterion in each case corresponds with different geometrical configuration of the worn tool, and in consequence it is not easy to observe clear trends concerning cutting forces at the final wear stages of the tools. It should be noted that the forces for worn tool were obtained at the end of tool life. On the other hand, the establishment of tool lives for different wear mechanisms leads to different wear stages of the tool at the end of life. These facts complicate the interpretation of cutting forces trends for worn tool.

Some common characteristics were observed during the tests. As it is commonly observed in machining tests, cutting forces were higher for worn tools when compared with those obtained for new inserts. In general these variations were larger when coolant was used. Cutting force  $F_c$  was larger for worn tool than for fresh tool (between 50 and 115% with coolant and between 40–110% in dry cutting). Radial and axial components ( $F_t$  and  $F_a$ ) showed much larger increments (between 40 and 400% with coolant and between 20 and 360% in dry cutting).

Forces for worn  $T_4$  insert were more elevated than those observed for  $T_2$ , especially the axial component of the force. These observations are related to the lower uncut chip thickness with  $\kappa_r 45^\circ$  causing and enhanced influence of the damaged cutting edge on the cutting forces.

#### 3.2. Wear evolution

Different wear mechanisms commonly associated to machining of Ni alloys were observed during the wear tests, being

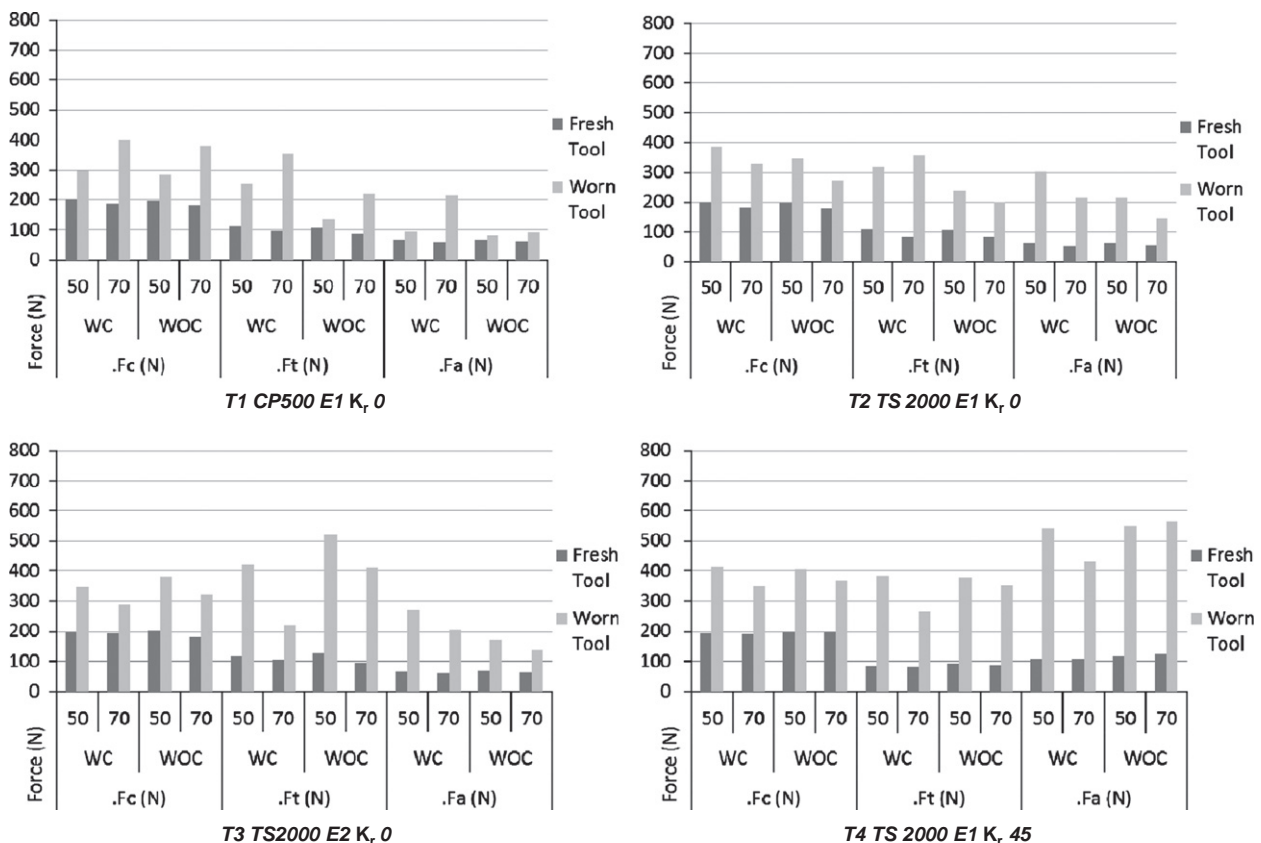


Fig. 4. Cutting forces measured during turning tests with coolant (WC) and without coolant (WOC).



notching and chipping the most significant modes [25]. Also material adhesion was observed in all cases analyzed involving a difficult identification of dominant wear mechanisms and levels of wear. Mainly notch wear, but also flank wear, chipping at the cutting edge and BUE were found, sometimes combined in the same insert; thus different end of tool life criteria had to be established.

As was explained in the introduction, notching at the tool tip and depth of cutting zone is a common failure mode when machining nickel-based alloys. Notch formation results from a combination of aggressive conditions involved during machining process of Ni alloys: high temperature, elevated strength and strain hardening of the workpiece maintained at high temperature and the abrasive chips [26].

Material behavior also influences chip morphology and surface quality. Chip separates with a significant lateral plastic flow of workpiece material at the edge of the shear zone, causing burr formation (excessive burr formation is included as a criterion of tool rejection).

Flank wear, chipping and catastrophic failure are other causes of tool rejection when machining nickel-based alloys. Tool failures caused by flank wear and also crater wear (crater is commonly observed at elevated cutting speed) may be partly attributed to the diffusion wear mechanism. Machining at high speed accelerates the diffusion process due to excessive heat generation. Crater wear is not observed in the range of cutting speed analyzed in the present work.

Chipping, or fracture of the tool edge is also observed during machining of nickel-based, being reported as the dominant mechanism when milling Inconel 718 and Nimonic 75 [25]. Tool fracture is directly related with attrition wear (the removal of grains from tool material by the work material, producing a rough area) and thermal cracking occurring at high temperatures [27]. The intrinsic characteristics of Ni alloys cutting; such as the irregular flow of work material against the cutting edge, chip segmentation inducing variable forces and in consequence, fatigue, and also thermo-mechanical fatigue leading to cracking; are

the origin of attrition. The low thermal conductivity of the coating TiAlN (used in the inserts in the present work) limits heat dissipation and generates high thermal gradients that may lead to thermal cracks, especially if residual stresses are present in the coating. In the case of multilayer coating (as it is the case of the inserts used in the tests of this work) residual stresses are likely to be present.

It is worth to note that the wear mechanisms are not independent: they are interrelated. Adhesion of the workpiece material causing built-up edge (BUE) formation tends to promote tool chipping (removal of relatively large discrete particles of tool material), since BUE is never completely stable, but it periodically breaks off taking with it a small lump of tool edge. Notch wear is a type of combined flank and rake face wear occurring adjacent to the point where the major cutting edge intersects the work surface. It is common in machining of materials with high work-hardening characteristics including many stainless steels and heat-resistant nickel or chromium alloys, as it is the case of Inconel 718.

In the following paragraphs the evolution of wear modes is discussed and the information corresponding to each case is summarized in Tables 2–5. The measurement of wear was carried out according to International Standard Organisation ISO 3685. The standard divides the edge in several zones (zone C is the curved part of the cutting edge at the tool corner, zone B is the remaining straight part of the cutting edge between zone C and zone A, zone A is the quarter of the worn cutting edge length farthest away from the tool corner).  $VB_A$ ,  $VB_{B \max}$  and  $VB_C$  denote respectively the maximum width of the flank wear land at zone A, B and C. Zone N extends beyond the area of mutual contact between the tool and workpiece; the wear is of notch type and it is quantified by the maximum width of the notch,  $VB_N$ .

The measurements presented in this section correspond to  $VB_{B \max}$  and  $VB_N$  in cases corresponding to flank wear and notch, respectively. When the standard notation is not directly applicable, for instance insert showing chipping or breakage, wear extension is quantified with chipping or fracture length. Figs. 5–10 illustrate

**Table 2**  
Wear evolution and tool life of  $T_1$  (CP500 E1  $\kappa_r$  0).

Tool $T_1$	Coolant		Dry	
	$V=50$ m/min	$V=70$ m/min	$V=50$ m/min	$V=70$ m/min
<b>Intermediate level of wear</b>	Chipping, BUE and notch wear (rapid progression) $t_c=1.5$ min; $VB_N=0.2$ mm	Chipping, BUE and notch wear (rapid progression) $t_c=1$ min; $VB_N=0.2$ mm	Chipping, BUE and notch (rapid progression)	Chipping, BUE and notch wear (rapid progression)
<b>T (Tool life)</b>	$T=5$ min due to notch wear inducing cutting edge breakage	$T=4.5$ min due to notch wear inducing cutting edge breakage	$T=1$ min due to notch wear inducing cutting edge breakage	$T=2$ min due to notch wear inducing cutting edge breakage

**Table 3**  
Wear evolution and tool life of  $T_2$  (TS2000 E1  $\kappa_r$  0).

Tool $T_2$	Coolant		Dry	
	$V=50$ m/min	$V=70$ m/min	$V=50$ m/min	$V=70$ m/min
<b>Intermediate level of wear</b>	$t_c=1.5$ min; Chipping, BUE and notch wear. $t_c=12$ min; Notch $VB_N=0.3$ mm. Noise and vibrations due to chipping	$t_c=1$ min; Chipping, BUE and notch wear. Rapid progression of chipping and notching	BUE since early stages of the test Flank wear ( $t_c=2.5$ min, flank $VB_{B \max}=0.2$ mm). Moderate chipping and notch wear	Rapid chipping, BUE and notch wear rapid progression. $t_c=1$ min; Notch $VB_N=0.25$ mm. High level of vibrations
<b>T (Tool life)</b>	$T=15$ min, due to cutting edge breakage induced by chipping	$T=5$ min, due to cutting edge breakage induced by chipping	$T=9.5$ min, due to flank wear reaching $VB_{B \max}=0.4$ mm	$T=2$ min, due to cutting edge breakage induced by chipping

**Table 4**  
Wear evolution and tool life of T<sub>3</sub> (TS2000 E<sub>2</sub> κ<sub>r</sub> 0).

Tool T <sub>3</sub>	Coolant		Dry	
	V=50 m/min	V=70 m/min	V=50 m/min	V=70 m/min
<b>Intermediate level of wear</b>	$t_c=1$ min; Chipping and BUE  $t_c=5$ min; Notch wear VB <sub>N</sub> =0.25 mm	$t_c=1$ min; Chipping and BUE  $t_c=2$ min; Notch wear VB <sub>N</sub> =0.15 mm	$t_c=1.5$ min; Chipping, BUE and notch wear Rapid progression of notch wear	$t_c=1.5$ min; Chipping, BUE and notch wear Rapid progression of notch wear
<b>T (Tool life)</b>	$T=9$ min due to notch reaching VB <sub>N</sub> =0.4 mm	$T=6$ min due to notch reaching VB <sub>N</sub> =0.4 mm	$T=6$ min due to notch reaching VB <sub>N</sub> =0.4 mm	$T=4.5$ min due to notch reaching VB <sub>N</sub> =0.4 mm

**Table 5**  
Wear evolution and tool life of T<sub>4</sub> (TS2000 E<sub>1</sub> κ<sub>r</sub> 45).

Tool T <sub>4</sub>	Coolant		Dry	
	V=50 m/min	V=70 m/min	V=50m/min	V=70 m/min
<b>Intermediate level of wear</b>	Progressive flank wear ( $t_c=1.5$ min, flank VB <sub>B max</sub> =0.15 mm) BUE and notch wear not observed	Chipping since early stages of the test BUE and notch wear not observed	Progressive flank wear ( $t_c=1$ min, flank VB <sub>B max</sub> =0.15 mm) BUE and notch wear not observed	Chipping since early stages of the test Notch wear not observed BUE initiation at $t_c=3$ min
<b>T (Tool life)</b>	Moderate chipping for $t_c > 15$ min. $T=30.5$ min, due to flank wear reaching flank VB <sub>B max</sub> =0.4 mm	Moderate flank wear $T=6.5$ min, due to cutting edge breakage induced by chipping	Moderate chipping for $t_c > 12$ min $T=22$ min, due to flank wear reaching flank VB <sub>B max</sub> =0.4 mm	Moderate flank wear. $T=4$ min due to cutting edge breakage induced by chipping

wear patterns observed during turning tests. In all cases it is shown an advanced stage of wear progression, thus the coating has been lost in the worn zone.

### 3.2.1. Tool T<sub>1</sub> (CP500 E<sub>1</sub> κ<sub>r</sub> 0)

Tool CP500 exhibited strong chipping and notch wear. Excessive notch wear and cutting edge deterioration lead to cutting edge breakage in all cases tested. Tool life was around 2 min in dry conditions and 5 min with coolant, in industrial applications, this tool should be used at lower velocities in order to improve tool life. Fig. 5 illustrates primary cutting edge breakage due to previous notch wear.

High temperature and pressure induced rapid wear evolution for the substrate CP500 tougher but less hard than TS2000. Cutting forces increased due to the alteration of cutting edge accelerating wear progression.

Wear description is summarized for T<sub>1</sub> in Table 2.

### 3.2.2. Tool T<sub>2</sub> (TS2000 E<sub>1</sub> κ<sub>r</sub> 0)

During turning tests carried out with coolant (cutting speed 50 and 70 m/min) early chipping was observed, associated with BUE, and also notch wear. Both wear modes progressively increased with cutting time, being faster for the velocity 70 m/min. Chipping caused cutting force increment and also induced vibrations and noise (chipping is illustrated in Fig. 6). Finally chipping evolved causing edge breakage (see Fig. 7) for cutting time 15 min (at 50 m/min) and 5 min (at 70 m/min) respectively. For cutting time close to the end of tool life also elevated notch wear was observed (notch depth was measured ranging between 0.3 and 0.35 mm).

Dry turning tests involved not only notch (notching is illustrated in Fig. 8) and chipping, also significant flank wear was observed, due to higher level of temperature increasing abrasion. At low velocity (50 m/min) flank wear was the dominant mode reaching 0.4 mm for cutting time 9.5 min. In these tests also chip hammering was observed leading to primary edge breakages however they did not affect the whole integrity of the insert. At higher velocity (70 m/min) chipping and notch wear rapidly

progressed reaching the end of tool life for cutting time equal to 2 min due to breakage resulting from chipping. Velocity 70 m/min seems to be too high for industrial dry turning with tool T<sub>2</sub>. The low value of cutting time did not allow the progression of flank wear (flank depth was around 0.15 mm).

For both dry and wet cutting, chipping wear is significantly increased when cutting speed increases from 50 to 70 m/min. This effect results in a strong reduction of tool life at cutting speed equal to 70 m/min.

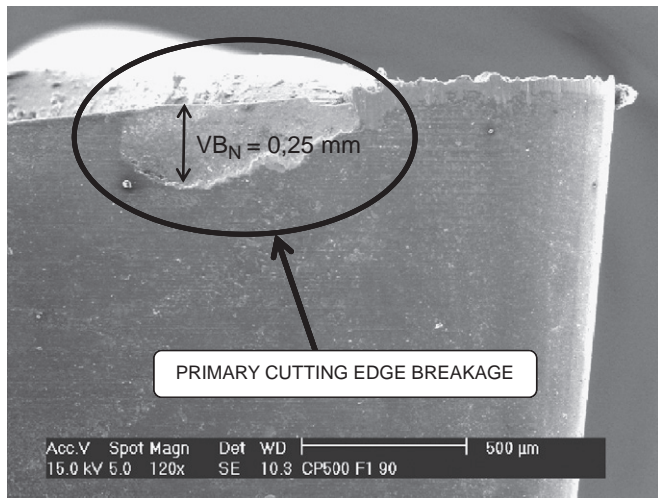
The information concerning wear evolution of T<sub>2</sub> is summarized in Table 3.

### 3.2.3. Tool T<sub>3</sub> (TS2000 E<sub>2</sub> κ<sub>r</sub> 0)

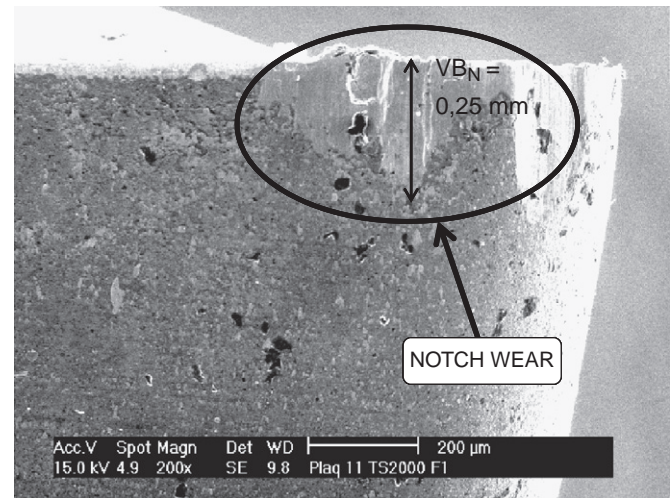
Both edge geometries (E<sub>1</sub> and E<sub>2</sub>) tested in this work have positive rake angle as it is usually stated for finishing operations. However in order to strengthen the edge, E<sub>2</sub> configuration includes a chamfer giving a local negative rake angle. In consequence the geometry E<sub>2</sub> is more robust than E<sub>1</sub>, being a positive aspect for both chipping and notch wear resistance observed during test turning with E<sub>1</sub>. However negative rake angle is also related with larger deformation and temperature and also with an increased occurrence of vibrations. These facts could be especially significant during machining of Inconel 718 due to its excellent mechanical properties exhibited even at high temperature. In fact cutting forces measured in the tests were 10% higher in the case of E<sub>2</sub> than in the case of E<sub>1</sub>.

Tool wear modes were similar for the inserts with edge configuration E<sub>1</sub> and E<sub>2</sub>. However, for the conditions analyzed in this work, the use of the robust edge configuration E<sub>2</sub> increases edge resistance to chipping.

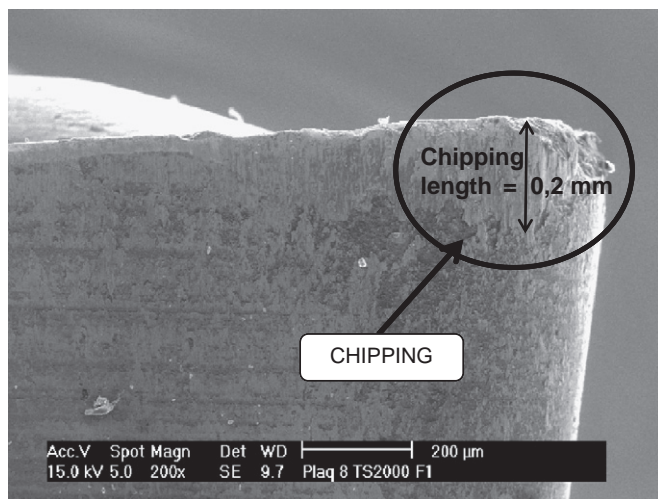
The level of the wear increased with the aggressiveness of the operation: dry turning and higher velocity (70 m/min). In that case, even for low cutting time (1–2 min) it was possible to observe significant levels of chipping and notch wear and BUE at the primary edge. Also the secondary cutting edge was affected showing small breakages (they did not progress up to insert failure risk) due to chip hammering (this effect is illustrated in Fig. 9).



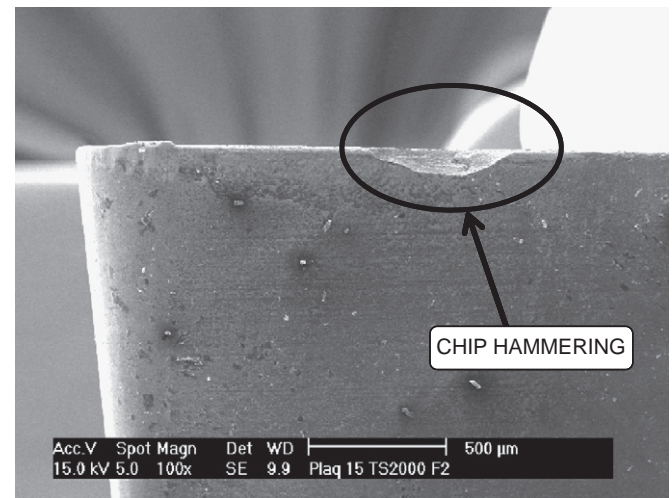
**Fig. 5.** Primary cutting edge breakage detail due to a previous notch wear corresponding to T<sub>1</sub> (E<sub>1</sub> CP500  $\kappa_r$  0) worn insert tested without coolant at a cutting speed of 70 m/min.



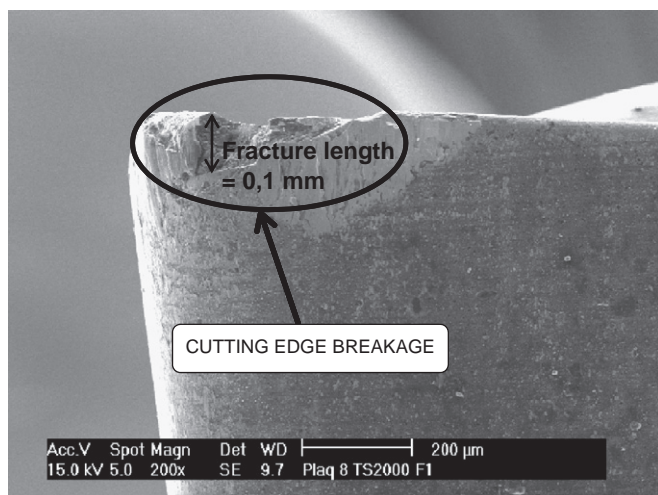
**Fig. 8.** Notch wear detail of T<sub>2</sub> (E<sub>1</sub> TS2000  $\kappa_r$  0) worn insert tested without coolant at cutting speed of 70 m/min.



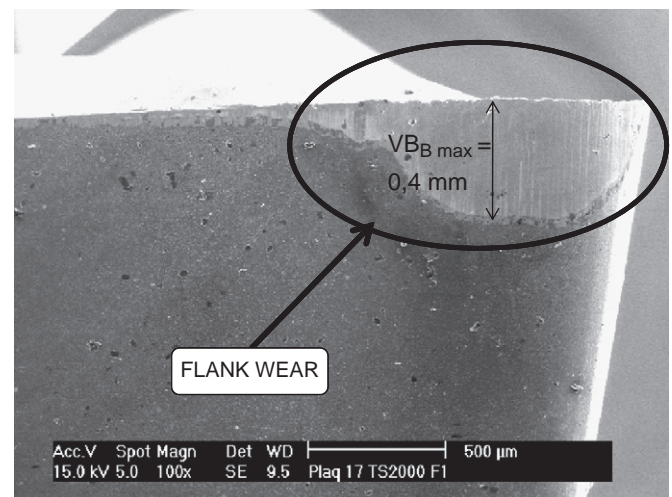
**Fig. 6.** Chipping detail corresponding to T<sub>2</sub> (E<sub>1</sub> TS2000  $\kappa_r$  0) worn insert tested with coolant at cutting speed of 70 m/min.



**Fig. 9.** Secondary cutting edge breakage due to chip hammering, corresponding to T<sub>3</sub> (E<sub>2</sub> TS2000  $\kappa_r$  0) worn insert tested without coolant at cutting speed of 70 m/min.



**Fig. 7.** Cutting edge breakage close to tool tip at secondary edge due to a previous chipping corresponding to T<sub>2</sub> (E<sub>1</sub> TS2000  $\kappa_r$  0) worn insert tested with coolant at cutting speed of 50 m/min.



**Fig. 10.** Flank wear detail corresponding to T<sub>4</sub> (E<sub>1</sub> TS2000  $\kappa_r$  45) worn insert tested with coolant at cutting speed of 50 m/min.



In all cases tool life was lower than 10 min and notch wear was the dominant mechanism (notch equal or higher than 0.4 mm).

Comparison between both edge geometries showed the competition between the advantages and drawbacks of the robust geometry  $E_2$ . The tool life in the case of robust geometry  $E_2$  was higher than  $E_1$  at cutting speed 70 m/min. On the other hand tool life for  $E_2$  at cutting speed 50 m/min was lower than  $E_1$ .

Table 4 summarizes observations concerning wear mechanisms of  $T_3$ .

### 3.2.4. Tool $T_4$ (TS2000 $E_1$ $\kappa_r$ 45°)

As it was explained previously, the main wear mode observed for tool TS2000 F1  $\kappa_r$  0° was chipping and also significant notching was observed. The tougher substrate CP500 and the more robust edge configuration were selected in order to increase wear resistance. However in general tool lives did not increase. Stating a  $\kappa_r$  45° diminishes 30% the undeformed chip thickness with respect to  $\kappa_r$  0°. The cutting forces slightly increased (between 5 and 10% for fresh tool), however the pressure at the cutting edge was lowered. In consequence the trend to experience BUE and chipping at the cutting edge also diminished.

During cutting tests with  $\kappa_r$  45° and cutting velocity 50 m/min (both in dry conditions and using coolant) the tool did not suffer significant notch wear. Chipping appeared at relatively large cutting time (15 min with coolant and 12 min for dry conditions). Prevalent wear mode was flank wear in both cases, reaching 0.4 mm (end of tool life) for cutting time 30.5 min with coolant and 22 min in dry cutting, respectively. Flank wear is illustrated in Fig. 10.

The same behavior reported for tool  $T_2$  (only different from  $T_4$  because of the angle  $\kappa_r$ ) is observed. When cutting speed increases from 50 to 70 m/min chipping wear increases significantly being the predominant wear mode. In consequence the tool life is considerably reduced at cutting speed 70 m/min when compared with tool life at 50 m/min.

During cutting tests with  $\kappa_r$  45° and cutting velocity 70 m/min (both in dry conditions and using coolant) tool life was slightly larger (6.5 min with coolant and 4 min for dry conditions) than

that exhibited by the same insert with  $\kappa_r$  0°. Chipping appeared in both cases leading to rapid cutting edge degradation. It was not observed relevant cutting edge breakage at the zone corresponding with the intersection between cutting edge and machined surface related with notching. Edge degradation caused vibrations and heating at the cutting zone, especially for dry cutting.

BUE was observed in all cases with  $\kappa_r$  0° even at early stages of the test corresponding with low values of cutting time. However the tests performed with  $\kappa_r$  45° only showed BUE at the highest velocity (70 m/min) in dry conditions and at the final stages of the test, close to the end of tool life and simultaneously with high level of chipping. The degradation of the cutting edge affected also the clearance surface difficult and making difficult flank wear identification that was moderate at the zones slightly affected by chipping. No other test showed BUE formation for  $\kappa_r$  45°.

Table 5 summarizes main results obtained in this case.

### 3.3. Surface roughness

Surface roughness evolution with cutting time was checked both in dry conditions and using coolant (see Figs. 11 and 12). Surface roughness was obtained from five measurements of the average roughness ( $R_a$ ) at four different points in the surface (total number of measurements equal to 20). The surface roughness at the machined surface was taken as the maximum value of the twenty average roughness ( $R_a$ ) measurements. Maximum standard deviation of the measurements was 0.5  $\mu\text{m}$ . According to International Standard Organisation ISO 4287, the evaluation length was set equal to 4 mm and the cut-off length was fixed equal to 0.8 mm.

Small variations in  $R_a$  can be observed for different tool configurations, probably due to the different edge geometry (chamfered or not) and to the different side cutting edge angle.

The level of roughness was maintained in a reasonably range both in dry and wet conditions. Main difference between the use of coolant and dry cutting are the dispersion of the results. Slightly higher values were observed in dry conditions and also dispersion was higher.

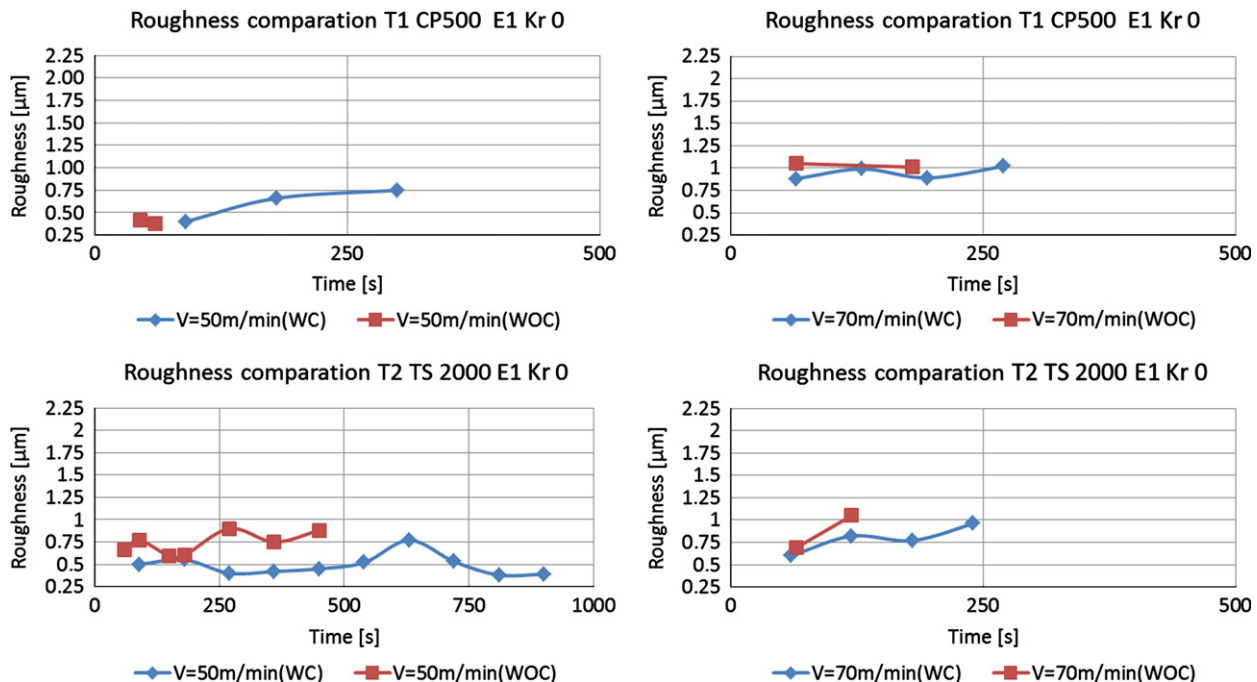


Fig. 11. Roughness ( $R_a$ ) evolution vs. cutting time obtained with tools  $T_1$  and  $T_2$  with coolant (WC) and without coolant (WOC).

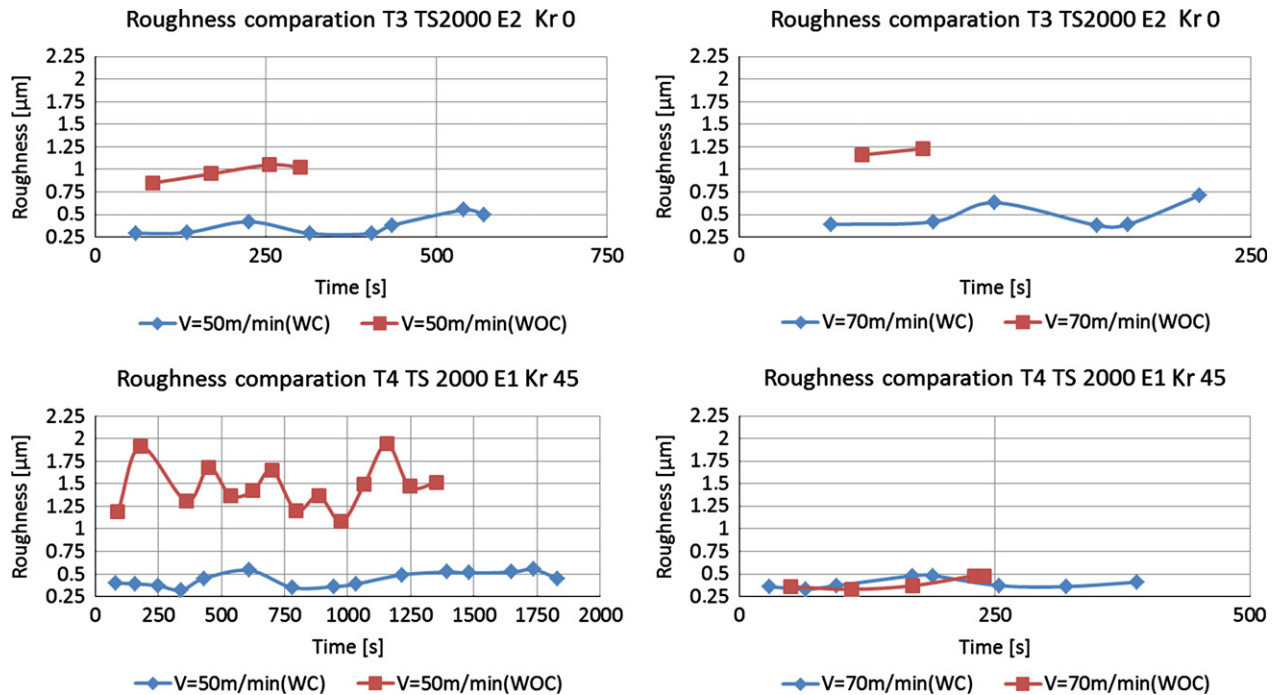


Fig. 12. Roughness ( $R_a$ ) evolution vs. cutting time obtained with tools  $T_3$  and  $T_4$  with coolant (WC) and without coolant (WOC).

#### 4. Conclusions

Tool wear mechanisms during finishing turning of Inconel 718 have been analyzed in this paper. Tests were performed with coolant and also in dry conditions. Commercial inserts were tested and it was proved the feasibility of dry turning with the tools  $T_3$  and  $T_4$ . Values of tool life are lower for dry conditions but they are still reasonable while roughness increased slightly.

Different coupled wear mechanisms were observed being especially significant notch wear due to high work hardening of the Ni alloy. Strong influence of the side cutting edge angle  $\kappa_r$  in the wear evolution has been observed from experimental analysis: increasing  $\kappa_r$  diminishes the cutting aggressiveness for the tool.

Some conclusions concerning the cutting behavior and wear mechanisms of the inserts tested in turning Inconel 718 can be established from this work:

- Tool  $T_1$  (substrate CP500,  $E_1$ ,  $\kappa_r$  0): Dominant wear mode was notching in all conditions tested and reduced tool life was observed (lower than 5 min in all cases). This material is not proper for machining Inconel 718 in the conditions involved in the tests.
- Tool  $T_2$  (substrate TS2000,  $E_1$ ,  $\kappa_r$  0): It was observed significant level of BUE, chipping and notch wear in all tests. Moreover in dry turning also flank wear occurred due to the enhanced temperature. Flank wear caused tool life termination at cutting speed 50 m/min in dry conditions for cutting time 9 min. For higher velocity equal to 70 m/min strong chipping caused tool breakage in 2 min and did not allow the flank wear to evolve. The use of coolant increased tool life (15 and 5 min for low and high velocity respectively), however the breakage due to chipping also occurred.
- Tool  $T_3$  (substrate TS2000,  $E_2$ ,  $\kappa_r$  0): The same wear patterns as those reported for edge configuration  $E_1$  were observed: BUE, chipping and notch wear, and tool lives are comparable. However, the use of the robust edge configuration  $E_2$  increases edge resistance to chipping, while notch wear was dominant leading to tool lives lower than 10 min in all cases.

- Tool  $T_4$  (substrate TS2000,  $E_1$ ,  $\kappa_r$  45): The increment of  $\kappa_r$  lead to diminish undeformed chip thickness and in consequence pressure at the cutting edge. Lower pressure diminished chipping wear and avoided BUE and notching. During tests at high velocity 70 m/min (both with and without coolant) chipping occurred since early stages of the test leading to edge breakage at cutting time around 5 min. At low cutting speed 50 m/min tool life increased significantly up to 30.5 min and 22 min in the tests with and without coolant respectively. Flank wear was dominant in both conditions.

#### Acknowledgments

The authors are indebted for the financial support of this work, to the Ministry of Economy and Competitiveness of Spain (under project DPI2008–06746)

#### References

- [1] E.O. Ezugwu, Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 45 (12–13) (2005) 1353–1367.
- [2] Chao Xue, Wuyi Chen, Adhering layer formation and its effect on the wear of coated carbide tools during turning of a nickel-based alloy, *Wear* 270 (2011) 895–902.
- [3] A. Muñoz-Sánchez, J.A. Canteli, J.L. Cantero, M.H. Miguélez, Numerical analysis of the tool wear effect in the machining induced residual stresses, *Simulation Modelling Practice and Theory* 19 (2) (2011) 872–886.
- [4] S. Olovsson, L. Nyborg, Influence of microstructure on wear behaviour of uncoated WC tools in turning of Alloy 718 and Waspaloy, *Wear* 282–283 (2012) 12–21.
- [5] A. Altin, M. Nalbant, A. Taskesen, The effects of cutting speed on tool wear and tool life when machining Inconel 718 with ceramic tools, *Materials Design* 28 (2007) 2518–2522.
- [6] R.M. Arunachalam, M.A. Mannan, A.C. Spowage, Residual stress and surface roughness when facing age hardened Inconel 718 with CBN and ceramic cutting tools, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 44 (2004) 879–887.
- [7] J.P. Costes, Y. Guillet, G. Poulachon, M. Dessoly, Tool-life and wear mechanisms of CBN tools in machining of Inconel 718, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47 (2007) 1081–1087.

- [8] I.M. Hutchings, *Tribology: Friction and Wear of Engineering Materials*, Edward Arnold, Great Britain, 1992.
- [9] D. Dudzinski, A. Devillez, A. Moufki, D. Larrouquère, V. Zerrouki, J. Vigneau, A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 44 (2004) 439–456.
- [10] E.O. Ezugwu, Z.M. Wang, A.R. Machado, The machinability of nickel-based alloys: a review, *Journal of Materials Processing Technology* 86 (1999) 1–16.
- [11] E.O. Ezugwu, I.R. Pashby, High speed milling of nickel-based superalloys, *Journal of Materials Processing Technology* 3 (1992) 429–437.
- [12] M. Rahman, W.K.H. Seah, T.T. Teo, The machinability of Inconel 718, *Journal of Materials Processing Technology* 63 (1997) 199–204.
- [13] A. Bhatt, H. Attia, R. Vargas, V. Thomson, Wear mechanisms of WC coated and uncoated tools in finish turning of Inconel 718, *Tribology International* 43 (2010) 1113–1121.
- [14] J. Endrino, G.S. Fox-Rabinovich, C. Gey, Hard AlTiN, AlCrN PVD coatings for machining of austenitic stainless steel, *Surface and Coatings Technology* 200 (24) (2006) 6840–6845.
- [15] K. Kutschej, P.H. Mayrhofer, M. Kathrein, P. Polcik, C. Mitterer, A new low-friction concept for Ti1–xAlxN based coatings in high-temperature applications, *Surface and Coatings Technology* 188–189 (2004) 358–363.
- [16] P.C. Jindal, A.T. Santhanam, U. Schleinkofer, A.F. Shuster, Performance of PVD, TiN, TiCN, and TiAlN coated cemented carbide tools in turning, *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials* 17 (1999) 163–170.
- [17] J.L. Cantero, M.M. Tardío, J.A. Canteli, M. Marcos, M.H. Miguélez, Dry drilling of alloy Ti–6Al–4V, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 45 (2005) 1246–1255.
- [18] S.C. Veldhuis, G.K. Dosbaeva, K. Yamamoto, Tribological compatibility and improvement of machining productivity and surface integrity, *Tribology International* 42 (6) (2009) 1004–1010.
- [19] B. Gakovic, C. Radu, M. Zamfirescu, B. Radak, M. Trtica, S. Petrovic, P. Panjan, F. Zupanic, C. Ristoscu, I.N. Mihailescu, Femtosecond laser modification of multilayered TiAlN/TiN coating, *Surface and Coatings Technology* (2011), <http://dx.doi.org/10.1016/j.surfcoat.2011.07.042>.
- [20] K.-D. Bouzakis, N. Michailidis, N. Vidakis, G. Erkens, Interpretations of PVD coated inserts wear phenomena in turning, *Annals of the CIRP* 49 (1) (2000) 65–68.
- [21] A. Devillez, F. Schneider, S. Dominiak, D. Dudzinski, D. Larrouquère, Cutting forces and wear in dry machining of Inconel 718 with coated carbide tools, *Wear* 262 (2007) 931–942.
- [22] L. Settineri, M.G. Faga, B. Lerga, Properties and performances of innovative coated tools for turning inconel, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 48 (2008) 815–823.
- [23] A. Devillez, G. Le Coz, S. Dominiak, D. Dudzinski, Dry machining of Inconel 718, workpiece surface integrity, *Journal of Materials Processing Technology* 211 (2011) 1590–1598.
- [24] Seco, Turning Catalogue, Seco Tools, 2009.
- [25] K.A. Kadirgama, M.M. Abou-El-Hossein Noor, K.V. Sharma, B. Mohammad, Tool life and wear mechanism when machining Hastelloy C-22H5K, *Wear* 270 (2011) 258–268.
- [26] E.O. Ezugwu, Z.M. Wang, Performance of PVD and CVD coated tools when machining nickel-based, Inconel 718 alloy, in: N. Narutaki, et al., (Eds.), *Progress of Cutting and Grinding*, vol. 111, 1996, pp. 102–107.
- [27] J. Aucote, S.R. Foster, Performance of sialon cutting tools when machining nickel-base aerospace alloys, *Materials Science and Technology* 2 (2) (1986) 700–708.



